



TITLE:

地盤における熱-水-応力連成現象の
モデル化に関する研究(
Dissertation_全文)

AUTHOR(S):

操上, 広志

CITATION:

操上, 広志. 地盤における熱-水-応力連成現象のモデル化に関する研究.
京都大学, 2003, 博士(工学)

ISSUE DATE:

2003-03-24

URL:

<https://doi.org/10.14989/doctor.k10189>

RIGHT:

地盤における熱-水-応力連成現象の モデル化に関する研究

平成 15 年 3 月

操上 広志

Abstract

Being mixture of solid, liquid and gas phase, soil shows complicated physicochemical behaviors within it. For example, it is well known that mechanical deformation of saturated soil is influenced by pore water pressure and is described by effective stress. In the case of unsaturated media, combination of liquid and gas pressure causes more complex phenomena, which is still under discussion. Moreover, in a last few decades, the works required of the geotechnical engineering have been changing with the increase of environmental and energy issues. For instance, chemical and/or biological reactions should be estimated by combining with groundwater and soil for groundwater pollution, while thermal effects on soil are indispensable in the field of geothermal energy. These behaviors influence each other, which are called 'coupled thermal, hydraulic, mechanical, chemical and biological processes'.

In this thesis, coupled thermal, hydraulic, mechanical and chemical (THMC) processes concerning the geological disposal of high-level radioactive waste were focused on. In the re-saturation process of buffer of engineered barrier system whose main component is bentonite, the various phenomena may take place simultaneously: Groundwater in the surrounding rock infiltrates into the buffer and causes it to swell, heat flux from the waste canister causes thermal stress, heat transfer and evaporation of pore water, and so on. In order to evaluate such coupled processes, the theoretical model was proposed, where the conservation laws of momentum, water mass and heat energy were derived. Especially in the model, a methodology to estimate swelling pressure in unsaturated media was newly developed. It includes Komine's theory for estimation of swelling characteristics of compacted bentonite that is based on diffuse double-layer force and van der Waals force. After validating the model by comparing with a series of swelling experiment, sensitivity analyses and simulations of two in situ experiments were conducted.

According to the sensitivity analyses, the effects of material properties such as type and dry density of buffer, permeability of rock on the coupled processes were clarified. At the same time, interactional influence of coupled processes was examined. Pieces of knowledge obtained are as follows.

- Stresses on rock and waste canister are mainly contributed from swelling pressure of buffer, where initial swelling pressure plays an important role.
- Permeability of rock slightly affects re-saturation time.
- Type and dry density of buffer influence re-saturation time greatly.
- Interaction between thermal and hydraulic processes in re-saturation process is very important, while mechanical effects are negligible.

In order to examine the influence of the coupled processes near the engineered barrier system (near field) on groundwater flow system (far field), coupled thermal and hydraulic analysis for far field was performed based on the results of coupled analysis for near field. Disposal pits for emplacement of the waste canister are arrayed at regular intervals and make up a disposal panel. To evaluate the representative properties of the panel elements such as permeability and thermal conductivity, homogenization theory was applied. The results are as follows.

- Homogenized permeability of the panel elements is mainly dominated by the permeability and saturation degree of rock. Decrease of saturation degree of rock is caused by high suction of buffer. In the case of low permeable rock, the effect is much important.
- Homogenized permeability is slightly affected by temperature.
- Homogenized thermal conductivity is not much changeable.
- Groundwater flow system is rearranged mainly by thermal convection due to heat flux from the disposal panel. The influence of coupled processes in near field continues until more than 100 years.

On the other hand, the proposed model was applied to two in situ experiments, namely, FEBEX project in Grimsel test site, Switzerland and Prototype repository project in Äspö, Sweden, though the latter was a preliminary analysis. The main objectives of these simulations are to estimate the applicability of the model in such different condition

in type of buffer, type of emplacement of engineered barrier system, type of rock, etc. From the comparison between simulations and measurements of FEBEX project, good agreement was obtained for temperature and saturation degree in buffer, while swelling pressure was slightly different. Simulated hydraulic pressure in rock was also a little different compared with the measured value. The difficulty of estimation of swelling pressure should be caused by the existence of gaps between bentonite blocks and between buffer and rock. Disagreement of hydraulic pressure in rock may be affected by the fact that rock was assumed isotropic and homogeneous. Boundary conditions may also influence the results. Nevertheless, it can be said that the model is very useful to estimate the coupled processes of in situ experiments.

In addition, the model for fully coupled thermal, hydraulic, mechanical and chemical processes was also introduced in the thesis for future study. It involves transport and equilibrium processes of chemical component of buffer and groundwater. As preliminary analyses, sensitivity analyses were performed to estimate the effects of concentration of salt in groundwater, temperature, etc on the coupled processes. They didn't show dramatic behaviors. However, they have not been validated yet because of lack of experimental and theoretical studies. Further studies in this field are required.

目 次

第1章	序章	1
1.1	研究の背景	1
1.2	高レベル放射性廃棄物の地層処分における連成現象	2
1.3	連成問題に関する既往の研究	11
1.4	研究の目的と論文の構成	13
	参考文献	
第2章	熱－水－応力連成解析	19
2.1	概要	19
2.2	熱－水－応力連成解析手法	20
2.2.1	物理量保存則	20
2.2.2	構成条件	21
2.3	膨潤応力のモデル化	25
2.3.1	膨潤評価式の概要	25
2.3.2	不飽和領域における膨潤応力	30
2.4	有限要素法による定式化	35
2.4.1	ガラーキン法による支配方程式の離散化	35
2.4.2	数値解析手法	38
2.5	膨潤試験のシミュレーションによる解析手法の検証	40
2.6	本章のまとめ	47
	参考文献	
第3章	連成現象に関わる影響評価	51
3.1	概要	51
3.2	ニア・フィールドの解析モデル	52
3.3	物性値および解析ケースの設定	54
3.4	解析結果	56
3.4.1	物性値の連成現象への影響	56
3.4.2	連成現象と各現象の比較	60
3.4.3	ニア・フィールドの連成挙動のまとめ	63
3.5	広域地下水流れへの影響	64
3.5.1	概要	64
3.5.2	ファー・フィールドの連成モデル	65
3.5.3	均質化理論を用いた処分場要素の物性値の設定	66
3.5.4	解析結果	70
3.5.5	ファー・フィールドの連成挙動のまとめ	76
3.6	本章のまとめ	76
	参考文献	

第4章	実規模原位置試験のシミュレーション	79
4.1	概要	79
4.2	FEBEX 原位置試験	80
4.2.1	グリムゼル試験場および FEBEX 原位置試験の概要	80
4.2.2	グリムゼル試験場の特性と FEBEX ドリフトの掘削	84
4.2.3	FEBEX ベントナイトの特性	97
4.2.4	解析における物性値の取扱い	102
4.2.5	解析条件および解析結果	107
4.3	Prototype Repository プロジェクト	116
4.3.1	エスポ地下研究施設(HRL)の概要	116
4.3.2	Prototype Repository プロジェクトの概要	118
4.3.3	ベントナイト MX-80 の特性	122
4.3.4	解析に用いる物性値の設定	125
4.3.5	解析条件および解析結果	127
4.4	本章のまとめ	137
	参考文献	
第5章	結論	141
5.1	本研究の結論	141
5.2	今後の課題としての地化学現象	146
5.2.1	連成現象に関わる地化学現象	146
5.2.2	物質移行解析	150
5.2.3	地化学平衡解析	152
5.2.4	塩の移行解析	152
5.2.5	熱－水－応力－地化学連成予備解析のまとめ	154
5.3	その他の課題	158
	参考文献	

謝辞

第 1 章 序章

1. 1 研究の背景

地盤および岩盤中の地下水の挙動、応力状態などは、固・液・気の三相構造となっていることから、非常に複雑な挙動を示す。例えば、力学的な破壊現象、変形現象は間隙水の影響を受けることから、有効応力を用いて応力状態を表現することは基本的なこととして、広く認知されている。地盤が不飽和状態である場合は、間隙水だけでなく間隙空気の圧力の作用、水と空気の間働く表面張力の作用が地盤自体の応力状態にも深く影響を及ぼす。また、間隙水は土との化学反応や生物活動に起因する不純物を含んでおり、これらの地下水組成が表面張力を変化させたり、土粒子構造を変化させたりするが、このような反応は時には発熱を伴いつつ、時空的に連続して生じる。近年では、土壌汚染、地下水汚染問題が注目されてきているが、水溶性の汚染物質や難溶性物質が地盤中に侵入すると、より複雑な挙動を示すことは想像に難くない。このような地盤および岩盤中の物質どうしの相互作用は、連成現象と呼ばれている。地盤工学、岩盤工学上の問題の多くは、連成現象からなっており、先に述べた間隙水を含む力学挙動の問題や土壌、地下水汚染の問題から、風化による岩盤崩落や同位体観測による地下水調査まで、幅広く確認することができる。

地盤工学における問題と連成現象の関係を図 1.1 に示した。これまでの地盤工学は、破壊や変形などの力学現象を対象とした問題が多く、そのため研究に対しても、連成現象の中で、間隙水と応力の関係すなわち水-応力連成現象が大部分であった。しかし、近年では、より精密な計測技術のニーズの高まり、環境に対する社会的な関心の高まり、およびエネルギー問題の多様化の中で、地盤工学に要求される問題も変化してきている。すなわち、より小さいコストで正確に地下水の流れを推定するために地下水組成や地下水温を測定し因果関係を明らかにする技術や、汚染された土壌、地下水の効率的な浄化技術の発展など、また、国家規模のプロジェクトとして、高レベル放射性廃棄物の地層処分における処分場付近の長期的挙動の評価や、地熱資源の開発、メタンハイドレードを炭層から取り出して代替エネルギーとして利用する技術の開発などの中で、地盤の力学的な挙動だけでなく、土粒子と地下水、地下水に含まれる溶存物質、エネルギー状態などを評価することが求められてきている。このような社会的なニーズに対し、地盤内の物理化学的な挙動を評価することは工学的見地からも極めて重要であるが、これらの問題は従来の土と間隙水だけの関係だけで検討することは不十分であり、温度の影響、地下水の溶質の影響、土粒子成分の変遷の影響などを考慮した熱-水-応力-化学連成現象として包括的に議論しな

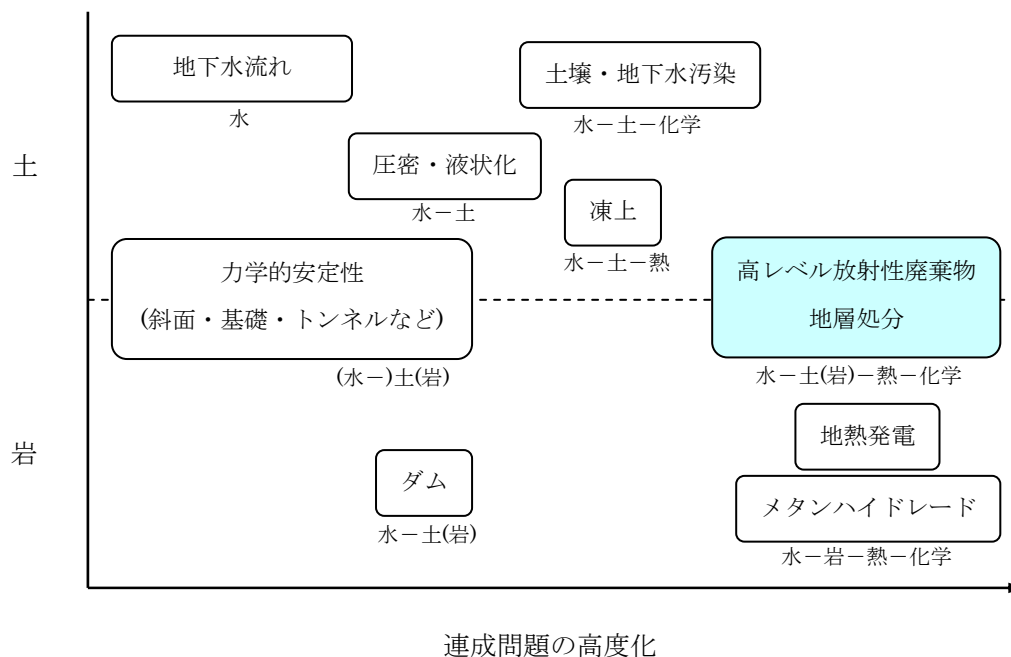


図 1.1 地盤工学における連成現象

なければならない。

本研究では、このような連成現象において、高レベル放射性廃棄物の地層処分における処分場近傍の廃棄体定置数百年の連成現象を対象にして、主に熱-水-応力連成現象の考え方を示し、地化学現象も含めた解析手法を提案する。熱-水-応力連成現象に対する研究はこれまで国内外で行われているが、本研究では特に定量的評価手法が確立されていない膨潤性の粘土であるベントナイトの膨潤応力のモデル化および連成現象と地化学現象との相互作用を主な対象とする。

1.2 高レベル放射性廃棄物の地層処分における連成現象

わが国では原子力発電によって発生する使用済み燃料を再処理して未使用のウランやプルトニウムを取り出して燃料として再利用するリサイクル方式を基本的な方針としている。再処理の際に発生する高レベル放射性廃液は液状のままでは管理上取り扱いに適さないため、ステンレス製の容器(キャニスター)の中で溶融されたガラスの原料と共に固化され、物理的にも化学的にも安定なガラス固化体として地層処分される。地層処分の安全性は、天然の地質環境のみに依存するのではなく、本来の地質環境の有する隔離機能に幾つかの工学的対策を組み合わせた多重バリアシステムを適用することで、それらの複合および相乗作用によって放射性廃棄物の隔離機能を高めるというシステムの性能に期待する考え方から成る(例えば IAEA¹⁾)。多重バリアシステムのうち、工学的に施された対策が人工バリアであり、人工バリアは、ガラス固化体、廃棄体を格納するオーバーパック、地下に埋設する

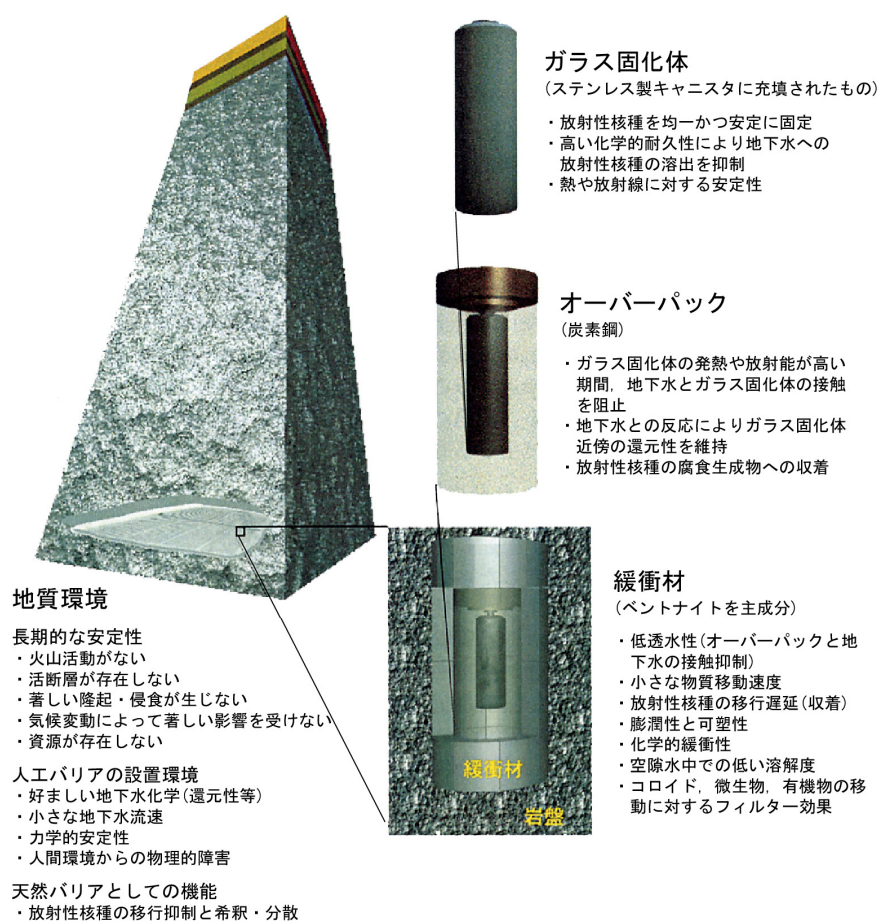


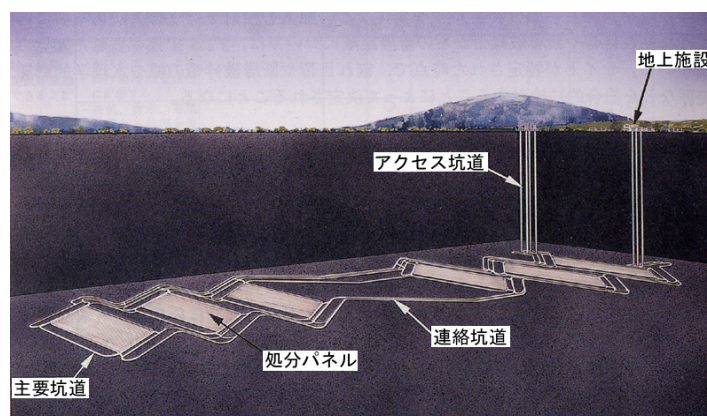
図 1.2 地層処分システムの構成要素と期待されるバリア機能²⁾

際にオーバーパックと地層の間に充填される緩衝材から構成される。一方、地質環境が有する放射性核種の隔離、保持・移行遅延機能は、天然バリア機能あるいは地質バリア機能と呼ばれる。図 1.2 は、日本の地層処分の概念図である²⁾が、アメリカを除く諸外国においてもこのような多重バリアシステムの概念はほぼ同様である。

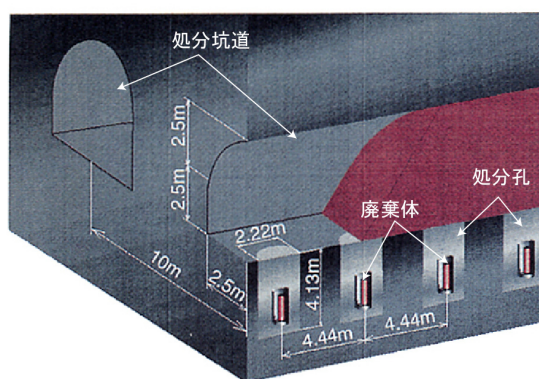
このようにガラス固化された高レベル放射性廃棄物は、人工バリアであるオーバーパック、ベントナイト主体の緩衝材によって覆われた形で天然バリアである数 100 メートル深の岩盤に地層処分される。処分場は、処分坑道の集合から成る処分パネルを一つのユニットとし、複数のパネルから構築される(図 1.3(a)²⁾)。処分パネル内では図 1.3(b)のように、処分坑道に処分孔を一定間隔で掘削し、廃棄体をそれぞれの処分孔に定置する。処分坑道は定置後埋め戻し材により埋め戻される。図は廃棄体縦置き方式であるが、基本的な概念は横置きの場合も同様である。

多重バリアシステムの中で、緩衝材の主な役割は、表 1.1³⁾に示すように低透水性、オーバーパックと地下水の接触抑制、自己シール性、化学的緩衝性などであり、緩衝材に要求されるそれらの性能を有することから、ベントナイトを主体とした材料が用いられる予定である。緩衝材は工場において高圧で締固めてブロック状に製作したものを地下に搬送・

定置する方法と粉末状の材料を地下において直接締固める方法が検討されているが、いずれの場合も人工バリア定置直後は不飽和であり、数百年のうちに周辺岩盤からの地下水の浸潤により飽和に至ると考えられている。廃棄体埋設から飽和に至るまでに、処分場近傍(ニア・フィールド)では、廃棄体からの放熱、周辺岩盤から人工バリアへの地下水の浸入、地下水の浸入による緩衝材の膨潤圧の発生、鉍物の溶解・沈殿、周辺岩盤の応力変化などの現象が相互に影響することが予想される。このような物理化学的な相互作用は、熱－水－応力連成現象と呼ばれている。表 1.2⁴⁾は連成現象の概念を示したものであり、表 1.3 は、熱－水－応力連成現象を解くために要求される変数の相互作用を示したマトリクス⁵⁾である。両者はほぼ同じことを示している。外的な力や水頭、熱の供給が領域の変位、水圧、温度を第一義的に決定するが、岩盤の地質条件の影響も重要なファクターの一つである。例えば、透水性は地質条件から直接的に影響を受けるだけでなく、他の多くのファクターに起因する変形が亀裂の開口幅に影響を与え、それが最終的に透水性の変化の要因の一つとなっている。



(a)



(b)

図 1.3 高レベル放射性廃棄物地層処分の概念図²⁾

表 1.1 緩衝材に要求される機能と評価に用いる材料特性³⁾

緩衝材に要求される機能	材料特性
①止水性	透水係数，水分拡散係数
②自己シール性	膨潤圧，膨潤変形
③核種移行遅延性	分配係数，実行拡散係数
④熱伝導性	熱伝導率
⑤化学的緩衝性	間隙水の pH，Eh
⑥オーバーパック支持性	圧縮強度・引張強度・せん断強度・変形特性
⑦応力緩衝性	圧縮強度・引張強度・せん断強度・変形特性
⑧透気性	透水係数，透気特性
⑨コロイド透過性	コロイドろ過特性
⑩長期健全性	変質特性(イライト化，ゼオライト化など) 流出性
⑪施工性	

表 1.2 熱－水－応力－化学連成現象⁴⁾

熱 エネルギー保存則 フーリエ則	＜熱→水＞ ・温度勾配による水分移動 ・液体密度変化	＜熱→応力＞ ・熱応力の発生	＜熱→化学＞ ・化学定数の変化
＜熱←水＞ ・熱輸送 ・潜熱の発生	水 連続の式 ダルシー則	＜水→応力＞ ・有効応力の変化 ・膨潤圧の発生	＜水→化学＞ ・物質輸送 ・飽和度の変化
＜熱←応力＞ ・内部エネルギーの変化	＜水←応力＞ ・水理定数，間隙率の変化	応力 つりあいの式 フックの法則	＜応力→化学＞ ・乾燥密度の変化
＜熱←化学＞ ・熱定数の変化	＜水←化学＞ ・水理定数，間隙率の変化	＜応力←化学＞ ・力学定数の変化 ・膨潤圧の変化	地化学 熱力学 反応速度則

これまでも，熱－水－応力連成現象のモデル化および検証のための国際共同プロジェクト DECOVALEX I の研究報告⁶⁾の中で，熱，水，応力の各現象は，複雑な相互作用のために，時間的，空間的に幅広く影響を及ぼすことが示されている．さらに，連成現象に関連するパラメータおよびその重要性はサイト特有であることがわかっている．性能および安全性を満足した処分場の設計のためにも，熱－水－応力連成現象の安全性への十分な検討は不可欠である．

外的な力, 水頭, 熱源		方程式の解析			方程式の解析				方程式の解析
	岩盤の地質	解析における 地質条件			解析における 地質条件		亀裂条件		解析における 地質条件
		変位	変位－ひず み関係			岩盤の圧縮性		変形に伴う亀 裂幅の変化	
			ひずみ	応力－ひず み関係					ひずみに伴う 発熱
非平衡の力				応力					
非平衡の力				有効応力理 論	水圧	ダルシー則, 三乗則, 水の圧縮性			
					ダルシー則	水の流れ			熱対流
						ダルシー則, 三乗則	透水性		
							三乗則	亀裂幅	
				岩盤の 熱膨張		間隙水の 熱膨張			温度

➡ 影響の及ぶ方向

表 1.3 熱－水－応力連成現象を解くために要求される変数の相互作用マトリクス⁵⁾

そのために、熱－水－応力連成現象の解明およびモデル化を行うことは非常に有益である。DECOVALEX I を通じて、熱－応力のような熱、水、応力の個別または二連成のモデルは充分モデル化が可能であることがわかってきたが、熱－水－応力の完全連成のモデル化は現在でも非常に扱いにくいものとして残されている。また、これまでの研究のほとんどは、処分場建設および操業段階に着目したものであったが、処分場閉鎖後の安全評価も同時に重要であり、そのためにも熱－水－応力連成現象の解明が要求されている⁵⁾。

熱－水－応力連成現象は、処分に対する時間スケールによって対象となる現象も異なる。処分場の概念において、時間的な段階に分割して考えることは有用であるため、アメリカの NRC⁷⁾やわが国の AEC⁸⁾によって、各段階に分けられており、同様に連成現象に対しても各時間段階に分類することが可能である。例えば、AEC によって定義された段階は、以下のようになっている。

- (1) 建設段階：掘削に伴う連成現象を含む
- (2) 制御段階：人工バリアシステムの定置段階
- (3) 閉鎖段階：坑道埋め戻し、処分場の閉鎖の段階
- (4) 閉鎖後の段階

この中で、熱－水－応力連成現象の観点から考慮すると、連成現象の初期段階が特に重要である(長期的挙動は安全評価の観点からは最も重要であるが)ため、以上の 4 つの段階を 3 つに修正する方が、よりわかりやすい。すなわち、(1)掘削段階、(2)制御段階、(3)閉鎖後の段階である。AEC で定義された(2)制御段階と(3)閉鎖段階は連成現象の観点からほぼ同様であることから、1 つの段階と見なすことができる。各段階の連成現象について以下に簡単に説明する。

(1) 掘削段階

掘削段階では、廃棄体はまだ設置されていないため、自然の地熱勾配およびトンネルの換気による若干の影響の他に熱的影響はなく、水－応力連成現象が生じると考えられる。特に応力→水の影響が大きく、その概要は以下のようである。

- ・ 大空洞を掘削することに伴い、岩盤の攪乱、応力の再配分が生じる。それにより、坑道周辺の岩盤の亀裂開口幅が変化し、透水性に影響を与える。
- ・ 掘削は岩盤の透水性に比較して相対的に短期間で行われることから、非排水状態での除荷となり、長期の不安定現象を引き起こす可能性がある。
- ・ 初期段階では坑道から地下水が排水されることから、坑道付近の間隙水圧が低下し、有効応力の増加と共に亀裂の開口幅が小さくなる。
- ・ 間隙水圧の減少により、地下水中に含まれている空気が気化し、二相流状態になる可能性がある。これは岩盤を不飽和化し、透水性をさらに低下させる。

(2) 制御段階

制御段階では、廃棄体および緩衝材が設置される。廃棄体が発熱を伴うことから、熱、水、応力に対する各現象が生じる。

- ・ 廃棄体からの放熱により緩衝材、埋め戻し材および岩盤の温度が上昇する。これは、数十年の操業の間にそれぞれの処分孔への廃棄体の定置に対して連続的に生じる。温度上昇に伴う熱応力の上昇は透水性を変化させる。
- ・ 廃棄体キャニスター、緩衝材、周辺岩盤の熱膨張係数はそれぞれ異なることから、それぞれに生じる応力が異なり、それらの境界においてひずみの不連続が生じ、ひび割れや大きな空隙を誘発する可能性がある。
- ・ 水と岩盤の熱膨張係数が異なることから、発熱に伴う間隙圧の大きな変化が生じる。そして、熱負荷による有効応力の変化、それに伴う局所的破壊、透水性の上昇が考えられる。
- ・ ベントナイト緩衝材に対して、岩盤からの地下水の浸潤に伴い、飽和度が上昇し、膨潤が生じる。膨潤応力の発生によりベントナイトが膨張するため、間隙や亀裂が閉じ、水理学的物性や流れの経路が変化する。
- ・ 気体の挙動には不明な点が多いが、坑道掘削に伴って坑道から岩盤に侵入する空気や減圧による地下水中に溶け込んだ空気の気化により、飽和度の変化および地下水の化学的雰囲気の変化が起こればと考えられる。処分場近傍に取り残された空気は間隙水に溶け込んだり、ガス・ポケットとして取り残され、温度上昇によって拡大したりすることで地下水の流れを妨げる可能性がある。このような気体の存在は透水性に大きく影響を及ぼす。
- ・ 処分場からの発熱が岩盤中の自然対流を引き起こすと予想される。アメリカのユッカマウンテン試験場の場合、廃棄体キャニスター付近の温度が高く、蒸発がかなり生じている。発生した蒸気は処分場から拡散し、温度の低いところで凝縮している。このプロセスは複雑な水文学的システムを形成しているが、この現象と有効応力の関係は未解明の問題である。

(3) 閉鎖後

この段階は、処分場の永久的閉鎖の後の段階である。処分場は止水され、坑道からの排水もなくなる。処分坑道は再冠水し、水圧は地下水面からの深さに応じて坑道掘削以前の元の値まで回復する。この段階でもいくつかの重要な変化が生じる。考えられる連成現象の検討やモデル化の研究は処分場の計測計画に役立つものである。

- ・ 熱的には、温度はある値まで上昇し、その後低下する。温度のピークは廃棄体キャニスター近傍で 15 年から 100 年後であるが、処分場から十分遠い領域(ファー・フィールド)に熱が到達するのは 200 年から 1000 年と推定される。温度の時間的、空間的な分布は廃棄体中の核種や処分場の構造に依存する。
- ・ 緩衝材や埋め戻し材の水圧の上昇が生じると同時に、温度勾配による水分移動が生じる。熱による自然対流の流速は 10,000 年程度でピークになると推定される。
- ・ 熱－応力の影響が引き続き生じる。熱－応力連成挙動は 10,000 年程度までに終了する。

一般的に、一度不飽和になった岩盤が再び飽和に至る再冠水時、すなわち水圧回復時の力学的変形は、不可逆的な熱－水－応力連成現象である。すなわち、力学的なヒステリシスがあるために、処分場建設以前の状態には戻らない。同様に、熱ひずみも不可逆的と考えられる。

また、この段階での気体の役割も未解明の問題である。さらに、他の連成挙動も予想しておかなければならない。すなわち、これらの不飽和媒体における熱－水－応力連成現象と地化学現象の影響や、地震や浸食などである。

本研究では、主に廃棄体定置後 1000 年程度を対象としている。この範囲では図 1.4 に簡単に表現するような熱－水－応力連成挙動が卓越している。本研究で対象とする段階を、高レベル放射性廃棄物の地層処分における連成現象の時間的な位置付けとともに図 1.5 に示す。主な化学反応は 1000 年以降の長期的な現象であるが、本研究における化学は、膨潤特性を規定するベントナイトの化学組成、地下水組成を対象としている。

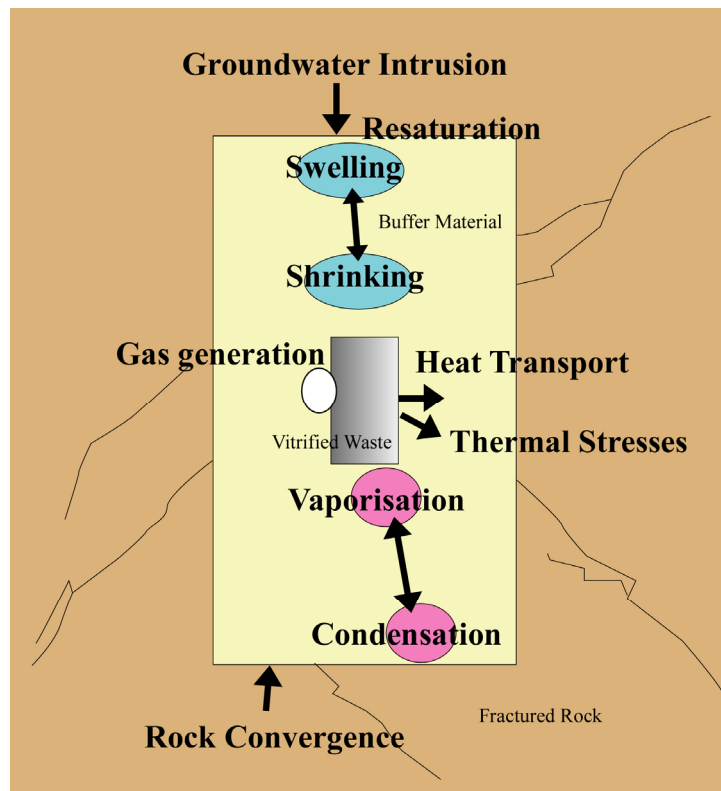


図 1.4 連成現象の時間的な関係と本研究の位置付け

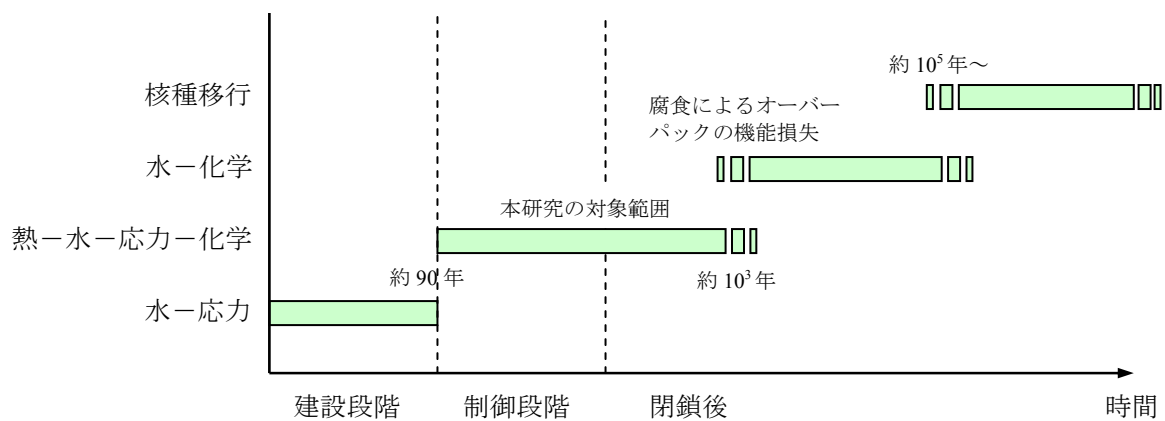


図 1.5 連成現象の時間的な関係と本研究の位置付け

1.3 連成問題に関する既往の研究

土質地盤のような多孔体に対する水-応力連成の概念は、Terzaghi の圧密理論によって最初に紹介されたと言える。その後、Biot⁹⁾によって圧密理論はさらに一般的に整理された。一方、弾性体の熱力学は古典力学に属し、可逆過程の熱力学を基に構成される。このように、地盤中の熱、水、応力の相互作用の理論は古典的な研究が現在でも有効であるが、その適用については長い間、簡単な形状のものに限られていた。しかし、コンピュータの発達に伴った数値解析手法の発展によって、1970 年代頃からようやく連成問題が現実の問題に対して用いられるようになった。

まず水-応力連成解析では、1968 年頃から Biot の圧密理論を Christian や Sandhu ら¹⁰⁾が有限要素法を用いて解き、その後、不飽和域にまで拡張した解析が 1975 年に Narashimhan によって行われた¹¹⁾。また、不連続な岩盤に対しても、ジョイント要素を用いた有限要素解析が 1971 年に Noorishad によって行われた¹²⁾。圧密解析は我が国でも 1970 年頃から盛んに行われたが、不飽和域まで拡張した水-応力連成解析は、大西ら¹³⁾によって 1980 年頃から研究の紹介が行われ、コード開発が進められてきた。

一方、熱-水連成解析は、地熱開発に関連した研究で多くなされており、1976 年に、Mangold et al.によって Terzaghi の圧密方程式の数値解を用いた熱-水解析が行われた¹⁴⁾。また、1978 年に、Witherspoon et al.によって熱による浸透水の相変化(液状水-水蒸気)を考慮した解析が行われ¹⁵⁾、1984 年には Pruess et al.¹⁶⁾によって、不飽和領域も考慮した相変化の解析が行われた。また、熱-応力連成解析は、Aboustit et al.¹⁷⁾によって、1983 年に熱弾性圧密解析が有限要素法によってなされた。

さらに、1980 年代から、熱-水-応力連成解析が行われるようになった。1981 年に Bear et al.¹⁸⁾は被圧帯水層内への熱水注水による熱弾性挙動を表す基本方程式を導き、簡単な問題に適用している。そして 1984 年には、Noorishad et al.によって亀裂性岩盤に対して有限要素法を用いて開発された¹⁹⁾。このモデルは Biot の圧密理論を拡張したもので、現在、岩盤力学およびその関連分野で幅広く用いられている連成解析コード ROCMAS²⁰⁾の前身である。

その後、連成現象に対する関心の上昇に伴い、地盤および岩盤に対する熱-水-応力連成弾性解析コードが多く構築された。その中で特に岩盤力学の分野に近年適用されているものは、THAMES^{21),22)}、MOTIF²³⁾、FRACON²⁴⁾、FEMH²⁵⁾、FRIP²⁶⁾、FRACture²⁷⁾、GEORACK²⁸⁾などである。特に前者 4 つのコードは高レベル放射性廃棄物の地層処分の問題に適用されている。他のコードは主に地熱発電を対象としたものである。また、商用のコードもいくつかあり、土質力学および岩盤力学に対して最もよく用いられているコードは、有限要素コード ABAQUS²⁹⁾、有限差分コード FLAC³⁰⁾、個別要素コード UDEC³¹⁾である。

これまで工学的視点からは岩盤の不飽和領域での熱-水-応力連成現象は関心が薄く、毛管圧や比透水係数の飽和度依存性などに比べ、力学の連成現象への影響は非常に小さいと考えられてきた。しかし近年、アメリカ・ネバダ州の放射性廃棄物処分のためのユッカ

マウンテン試験場において、不飽和領域における熱、水、化学現象と力学の相互作用の計測および解析に対する試みが始まり、不飽和領域の連成現象に対する関心が高まってきている。また、深層の貯留層における油、ガスの多相流現象に対しても同様の関心が高まっており、岩盤力学におけるこれらの諸問題に対応した有限要素パッケージ VISAGE³²⁾が構築されている。

土質力学の分野では、つい近年になって、熱－水－応力連成モデルが不飽和の粘土に適用され始めた。例えば、COMPASS³³⁾は熱および力学との連成が可能な二成分(空気、水)・二相(気体、液体)流解析コードであるが、これは Philip and de Vries³⁴⁾の温度勾配下の水分移動に対する古典的なアプローチに基づいたモデルである。COMPASS の力学挙動は、状態境界面モデルまたは Alonso et al.³⁵⁾による最近の弾塑性モデルが適用されている。このグループ(カタルーニャ工科大)の開発したもう一つのコード CODE-BRIGHT³⁶⁾は、温度勾配下における海水起源の地下水の塩分と空気の水多相流れに対して構築され、近年、地層処分への緩衝材バリアに拡張されている。これらのコードで適用されている状態面モデルに代わる土質力学、岩盤力学への統一手法が Zienkiewicz とその共同研究者によって行われている³⁷⁾。この手法では、単純に修正された不飽和領域における有効応力理論を従来の粘弾塑性モデルと連成させている。この手法に基づいた有限要素解が Lewis et al.³⁸⁾や Gawin et al.³⁹⁾によって示されている。国内では、Chijimatsu et al.⁴⁰⁾により、THAMES に不飽和粘土中の水分移動および温度勾配による水分移動を導入したモデルが開発され、釜石での熱負荷試験を用いた検証が行われている⁴¹⁾。連成解析モデルの開発は、国際共同プロジェクト DECOVALEX^{6),42)}の中で、現在も研究が進められている。

一方、連成現象の解明のための基礎的研究として、緩衝材であるベントナイトに対して、各物理特性を得るための基礎的な試験が行われてきた⁴³⁾。例えば浸潤に対しては、飽和透水係数、不飽和透水係数、水分特性曲線などの基礎的な物性値が取得されており、浸潤に伴う膨潤応力の測定も同時に行われている。熱に対しては、比熱や熱伝導率の飽和度依存性が測定されており、また、応力に対しては弾性係数の飽和度依存性、乾燥密度依存性の他、締め固め特性やせん断特性等が取得されている。また、連成現象に関わる要素試験も国内外で行われており^{44),45)}、これらは膨潤応力(水－応力)、熱応力(熱－応力)、温度勾配下での水分拡散挙動(熱－水(－応力))等を求めるための試験が含まれる。拡散二重層理論を用いた膨潤応力の定式化は、小峯^{46),47)}により提案されており、膨潤評価式と呼ばれている。本研究でもこのモデルを導入している。膨潤評価式の詳細は、第2章で述べる。

実岩盤における実規模の熱－水－応力連成試験も国内外で行われている。実規模試験は諸外国では、スウェーデンの STRIPA プロジェクトにおけるバッファマステスト⁴⁸⁾、ベルギーのモル試験場での BACCHUS 試験⁴⁹⁾、カナダの URL でのバッファ／コンテナ試験⁵⁰⁾、スイスのグリムゼルでの FEBEX 試験⁴⁴⁾などで実施されている。また、国内ではコンクリートで模擬した人工岩盤内における緩衝材大型試験⁵¹⁾、釜石原位置試験場において粘土充填・熱負荷試験⁵²⁾が実施されている。

これらの熱－水－応力連成現象は、地下水組成や緩衝材中の鉱物の変質にも同時に影響を受けると考えられるが、このような地化学現象に関する研究は、高レベル放射性廃棄物の地層処分の研究として、主に数千年から 10 万年程度を対象とした地下水組成の変遷、鉱物的変化を対象としたもの(例えば ^{2),53)})やオーバーパックの腐食や放射線崩壊により発生するガスの挙動を対象としたもの(例えば ⁵⁴⁾)は盛んに行われているが、初期の不飽和状態での地化学的現象の研究はあまり行われていない。アメリカのユッカ・マウンテンで行われている熱負荷試験 ⁵⁵⁾では、温度が最大で 300℃程度と高いために、蒸気の挙動が重要で、蒸気圧や CO₂, O₂ の濃度、中性子の挙動の計測などが行われているが、アメリカの方針として緩衝材は用いていない。しかし、ベントナイトに対する蒸留水および人工海水を用いた室内実験により、緩衝材の透水性や膨潤性が地下水組成に大きく依存することがわかっており ^{44),56)}、地化学現象を踏まえた熱－水－応力連成現象の解明が要求されている。

1. 4 研究の目的と論文の構成

本研究は高レベル放射性廃棄物の地層処分に着目した地盤内の連成現象のモデル化を目的とし、同時に連成現象に関わる連成現象の影響評価を工学的視点から考察する。特にこれまでの連成現象の検討において課題とされてきたことは、不飽和領域における水分移動および膨潤応力の評価、ベントナイトや岩盤などの物性値が連成挙動に与える影響、連成挙動解析の必要性、処分場近傍の連成挙動と広域地下水流れの関連性、実規模で長期的な連成挙動の定量的評価である。また、地下水組成や鉱物の変遷に伴う各種物性値の変化に関する課題も残されている。これらの課題を対象として、各章を表 1.4 のように分類する。

第 2 章では、不飽和領域の水分移動および膨潤応力の評価に対し、熱－水－応力連成現象の基礎方程式に小峯の提案する膨潤評価式を不飽和領域に拡張したモデルを取り入れた手法を提案し、数値解析コードの構築および室内試験との比較によりモデルの検証を行う。

第 3 章では、開発したモデルを用いたパラメトリック・スタディによって、緩衝材の物性値や岩盤の透水性が連成現象に与える影響を評価するとともに、連成・非連成の解析により、連成現象の必要性を述べる。連成現象は多くの物理化学的なメカニズムを含むが、これらの中で処分場に与える影響が大きいものは何か、処分場の設計において連成解析は必要か、処分場閉鎖後の安全性の検討のうえで連成現象をどのように評価すべきか、などが連成解析に対する重要な課題の一つである。このような処分場の性能評価、安全評価は、連成現象の視点からだけでなく、地震や断層運動のような地質学的な視点や政治的、経済的な観点も含め総合的に判断する必要があるが、性能評価、安全評価に貢献するための連成現象の役割を明確にすることは重要であり、第 3 章ではそれらを対象としている。また、処分場の性能評価は処分場近傍に留まらず、核種移行経路となり得る地下水流動系も検討すべきであることから、この章では処分場近傍の連成現象が広域地下水流れに与える影響についても検討を行っている。

解析と同時に処分場建設のデモンストレーション，解析の検証などの目的から実規模原位置試験が不可欠であり，第4章では，スイスのグリムゼル試験場およびスウェーデンのÄHRLで行われている原位置での実規模連成試験の解析を行い，各国の処分方式や緩衝材の種類による影響について考察する．

第5章は，熱－水－応力連成現象に対する本研究の結論とともに，今後の課題として残されている地化学現象についての導入を行っている．

表 1.4 連成現象に対する課題と本研究の役割

連成現象に対する課題	課題に対する本研究のアプローチ	章
温度勾配下の不飽和領域における水分移動および膨潤応力の評価	新しいモデルの提案 ・ 温度勾配下の水分拡散のモデルの導入 ・ 化学組成に基づく膨潤評価式の導入と自由エネルギー低下量を用いた不飽和領域への拡張	2 章
ベントナイトや岩盤などの物性値が連成挙動に与える影響	物性値を対象とした感度解析	3 章
連成挙動解析の必要性	非連成解析と連成解析の比較による解析的検討	
処分場近傍の連成現象と広域地下水流れの関連性の評価	均質化理論を用いた処分場の巨視的物性値の評価による広域地下水流れの解析的評価	
実規模レベルの長期的な連成挙動の評価	実規模原位置試験の解析による検討	4 章
地化学現象の影響	熱－水－応力－地化学連成現象のうち，塩の濃縮を対象とした簡単な予備解析	5 章

参考文献

- 1) IAEA (International Atomic Energy Agency) : Safety principles and technical criteria for the underground disposal of high-level radioactive wastes, IAEA Safety Series No. 99, 1989.
- 2) 核燃料サイクル開発機構 : わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性－地層処分研究開発第2次取りまとめ－, JNC TN1400 99-020, 1999.
- 3) 電力中央研究所 : 高レベル放射性廃棄物地層処分の事業家技術(概要版), 1999.
- 4) 伊藤彰, 川上進, 油井三和 : 熱－水－応力－化学連成挙動研究の現状と今後の計画, JNC TN8400 2001-028, 2002.
- 5) Hudson, J.A., Stephansson, O., Andersson, J., Tsang, C.-F. and Jing, L. : Coupled T-H-M issues relating to radioactive waste repository design and performance, *Int. J. Rock Mech. & Mining Sci.*, 38, pp.143-161, 2001.
- 6) Jing, L., Stephansson, O., Tsang, C-F. and Kautsky, F. : DECOVALEX – Mathematical models of coupled T-H-M processes for nuclear waste repositories, Executive Summary for Phases I, II and III, 1996.
- 7) Manteufel, R.D., Ahola, M.P., Turner, D.R. and Chowdhury, A.H. : A literature review of coupled thermal-hydrologic-mechanical-chemical processes pertinent to the proposed high-level nuclear waste repository at Yucca Mountain, U.S. Nuclear Regulatory Commission Report NUREG/CR-6021, Center for Nuclear Waste Regulatory Analyses Report CNWRA 92-011, 1993.
- 8) AECJ. : Guidelines on research and development relating to geological disposal of high-level radioactive waste in Japan, Advisory Committee on Nuclear Fuel Cycle Backend Policy, Atomic Energy Commission of Japan, 1996.
- 9) Biot, M.A. : General Theory of three-dimensional consolidation, *Jour. Appl. Phys.*, Vol.12, pp.155-164, 1941.
- 10) 荒井克彦, 渡辺知幸, 田行啓一 : 多次元圧密数値解析手法の比較, 土質工学論文報告集, Vol.23, No. 3, pp.189-195, 1983.
- 11) Narashimhan, T. N. : A unified numerical model for saturated-unsaturated flow, Ph.D. Thesis, Univ. of Calif., Berkeley, 1975.
- 12) 大西有三, 大津宏康 : 有限要素法による不連続性体の応力・変形・浸透流解析, 土木学会論文報告集, 322, pp.111-120, 1982.
- 13) 大西有三, 村上毅 : 有限要素法による地盤応力・変形を考慮した浸透流解析, 土木学会論文報告集, 298, pp. 87-96, 1980.
- 14) Mangold, D. C., Lippmann, M. J. and Bodvarsson, G. S. : Computer program CCC User's manual, LBL-10909, 1980.
- 15) Huyakorn, P. S. and Pinder, G. F. : *Computational methods in subsurface flow*, Academic Press, 1982.

- 16) Pruess, K. and Wang, J. S. Y. : Tough-A numerical model for nonisothermal unsaturated flow to study waste canister heating effects, LBL-16946, 1984.
- 17) Aboustit, B. L., Advani, S. H., Lee, J. K. and Sandhu, R. S. : Finite element evaluations of thermo-elastic consolidation, *Proc. U.S. Symp. Rock Mech.*, 23rd, pp. 587-595, 1982.
- 18) Bear, J. and Corapcioglu, M. Y. : A mathematical model for consolidation in a thermoelastic aquifer due to hot water injection on pumping, *Water Resources Res.*, Vol.17, No.3, pp. 723-736, 1981.
- 19) Noorishad, J., Tsang, C.-F. and Witherspoon, P.A. : Coupled thermal-hydraulic-mechanical phenomena in saturated fractured porous rocks : numerical approach, *J. Geophys Res.* 89, pp.10365-10373, 1984.
- 20) Noorishad, J. and Tsang, C.-F. : ROCMAS-simulator : a thermohydromechanical computer code. In: Stephansson, O., Jing, L. and Tsang, C.-F. editors, *Coupled Thermo-hydro-mechanical processes of fractured media*, 79, Elsevier, *Developments in Geotechnical Engineering*, pp.551-558, 1996.
- 21) Ohnishi, Y., Shibata, H. and Kobayashi, A. : Development of finite element code for the analysis of coupled thermo-hydro-mechanical behavior of a saturated-unsaturated medium. In: Tsang, C.-F. editor, *Coupled processes associated with nuclear waste repositories*, Academic Press, Orlando, pp.551-557, 1987.
- 22) Ohnishi, Y. and Kobayashi, A. : THAMES. In: Stephansson, O., Jing, L. and Tsang, C.-F. editors, *Coupled thermo-hydro-mechanical processes of fractured media*, 79, Elsevier: *Developments in Geotechnical Engineering*, pp.545-549, 1996.
- 23) Guvanasen, V. and Chan, T. : A new three-dimensional finite-element analysis of hysteresis thermohydromechanical deformation of fractured rock mass with dilatance in fractures, *Proc. the Second Conf. Mech. Jointed and Faulted Rocks*, Vienna, Austria, April, pp.347-442, 1995.
- 24) Nguyen, T.S. and Selvadurai, A.P.S. : Coupled thermal-hydrological-mechanical processes in sparsely fractured rock, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, 32, pp.465-480, 1995.
- 25) Bower, K.M. and Zyvoloski, G. : A numerical model for thermo-hydro-mechanical coupling in fractured rock, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, 34, pp.1201-1211, 1997.
- 26) Pine, R.J. and Chundall, P.A. : Application of the fluid rock interaction program (FRIP) to the modeling of hot dry rock geothermal energy systems. In: Stephansson, O. editor, *Proc. Int. Symp. on fundamentals of rock joints*, Sweden, pp.293-302, 1985.
- 27) Kohl, T. and Hopkirk, R.J. : The finite element program "FRACTure" for the simulation of hot dry rock reservoir, *Geothermics*, 24, pp.345-359, 1995.
- 28) Sweson, D.V., DuTeau, R. and Sprecker, T. : A coupled model of fluid flow in jointed rock applied to simulation of a hot dry rock reservoir, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci. Geomech. Abstr.*, 34, 308, 1997.

- 29) Borgesson, L. : ABAQUS. In: Stephansson, O., Jing, L. and Tsang, C.-F. editors, *Coupled thermo-hydro-mechanical processes of fractured media*, 79, Elsevier: Developments in Geotechnical Engineering, pp. 565-570, 1996.
- 30) Israelsson, J.I. : Short description of FLAC version 3.2. In: Stephansson, O., Jing, L. and Tsang, C.-F. editors, *Coupled thermo-hydro-mechanical processes of fractured media*, 79, Elsevier: Developments in Geotechnical Engineering, pp. 513-522, 1996.
- 31) Israelsson, J.I. : Short description of UDEC and 3DEC. In: Stephansson, O., Jing, L. and Tsang, C.-F. editors, *Coupled thermo-hydro-mechanical processes of fractured media*, 79, Elsevier: Developments in Geotechnical Engineering, pp. 523-528, 1996.
- 32) Koutsabeloulis, N.C. : Hope SA. Coupled stress/fluid/thermal multiphase reservoir simulation studies incorporating rock mechanics, Proceeding of SPE/ISRM EUROCK-98 Symposium, Norway, pp.449-454, 1998.
- 33) Thomas, H.R., He, Y. and Onofrei, C. : An examination of the validation of a model of the hydro/thermo/mechanical behaviour of engineered clay barriers, *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, 22, pp.49-71, 1998.
- 34) Philip, J.R. and de Vries, D.A. : Moisture movement in porous material under temperature gradients, *EOS Trans* 38, pp.222-232, 1957.
- 35) Alonso, E.E., Gens, A. and Josa, A. : A constitutive model for partially saturated soils, *Geotechnique*, 40, pp.405-430, 1990.
- 36) Olivella, S., Carrera, J., Gens, A. and Alonso, E.E. : Nonisothermal multiphase flow of brine and gas through saline media, *Transp. Porous Media*, 15, pp.271-293, 1994.
- 37) Zienkiewicz, O.C., Humpheson, C. and Lewis, R.W. : A unified approach to soil mechanics problems (including plasticity and visco-plasticity). In: Gudehus, G. editor, *Finite elements in Geomechanics*. New York: Wiley, pp.151-177, 1977.
- 38) Lewis, R.W., Roberts, P.J. and Schrefler, B.A. : Finite element modeling of two-phase flow heat and fluid flow in deforming porous media, *Transp. Porous Media*, 4, pp.319-334, 1989.
- 39) Gawin, D., Baggio, P. and Schrefler, B.A. : Coupled heat, water and gas flow in deformable porous media, *Int. J. Numer. Meth. Fluids*, 20, pp.969-987, 1995.
- 40) Chijimatsu, M., Fujita, T., Kobayashi, A. and Nakano, M. : Experiment and validation of numerical simulation of coupled thermal, hydraulic and mechanical behaviour in the engineered buffer materials, *Int. J. Numer. Anal. Meth. Geomech.*, 24, pp.403-424, 2000.
- 41) Chijimatsu, M., Fujita, T., Sugita, Y., Amemiya, K. and Kobayashi, A. : Field experiment, results and THM behavior in the Kamaishi mine experiment, *Int. J. Rock Mech. Min. Sci.*, 38, pp.67-78, 2001.
- 42) Jing, L., Stephansson, O., Borgesson, L., Chijimatsu, M., Kautsky, F. and Tsang, C.-F. : DECOVALEX II project Technical report – Task 2C, SKI report, 99/23, 1999.

- 43) 鈴木英明, 柴田雅博, 山形順二, 広瀬郁郎, 寺門一馬 : 緩衝材の特性試験(I), 動力炉・核燃料開発事業団, PNC TN8410 92-057, 1992.
- 44) ENRESA : FEBEX project final report, Publicacion Tecnica 01/2000, 2000.
- 45) Borgesson, L. and Johannesson, L.-E., Sanden, T. and Hernelind, J. : Modeling of the physical behavior of water saturated clay barriers. Laboratory tests, material models and finite element application, SKB Technical Report TR 95-20, SKB, 1995.
- 46) 小峯秀雄 : 高レベル放射性廃棄物処分におけるベントナイト粘土の役割と技術開発動向, 粘土科学, 第 41 巻, 第 4 号, pp. 182-189, 2002.
- 47) Komine, H. : Evaluation of swelling characteristics of buffer and backfill materials considering the exchangeable cations compositions of bentonite and its applicability, Proc. of the 15th Int. Conf. on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Vol. 3, pp. 1981-1984, 2001.
- 48) Pusch, R. and Borgesson, L. : Final report of the buffer mass test – volume II, SKB Technical report 85-12, 1985.
- 49) Neerdael, B., Meynendonckx, P. and Voet, M. : The Bacchus backfill experiment at the Hades underground research facility at Mol, Belgium, Final Report, EUR 14155, 1992.
- 50) Kjartanson, B. H., Chandler, N. A., Wan, A. W. L., Radhakrishna, H. S. and Lau, K-C. : In situ assessment of bentonite/sand buffer material, Joint CSCE-ASCE National Conference on Environmental Engineering, pp.747-755, 1993.
- 51) Sato, S., Kobayashi, A., Hra, K., Ishikawa, H. and Sasaki, N. : Full scale test on coupled thermo-hydro-mechanical process in engineered barrier system, Proc. of '91 Joint Int. Waste Management Conference, ASME, Seoul, Korea, 1991.
- 52) Fujita, T., Chijimatsu, M., Sugita, Y. and Amemiya, K. : Field experiment of coupled T-H-M processes in the near field, 5th International Workshop on Key Issues in Waste Isolation Reserch, Barcelona, 1998.
- 53) Arcos, D., Bruno, J., Benbow, S. and Takase, H. : Behaviour of bentonite accessory minerals during the thermal stage, SKB Technical Report TR-00-06, 2000.
- 54) Rodwell, W. R., Harris, A. W., Horseman, S. T., Lalieux, P., Muller, W., Amaya, L. O. and Pruess, K. : Gas migration and Two-Phase Flow through Engineered and Geological Barriers for a Deep Repository for Radioactive Waste, A Joint EC/NEA Status Report, European Commission & Nuclear Energy Agency, EUR 19122 EN, 1999.
- 55) DiBernardo, M., Wagner, R.A., Datta, R.N., Peters, M.T. and Hayes, L.R. : Civilian Radioactive Waste Management System Management and Operating Contractor, Drift Scale Test Progress Report No.1, BAB000000-01717-5700-00004 REV 01, 1998.
- 56) 千々松正和, 雨宮清, 山下亮 : 人工バリアにおける緩衝材挙動評価研究, JNC TJ8400 2001, 2001.

第2章 熱－水－応力連成現象

2.1 概要

高レベル放射性廃棄物の地層処分における人工バリア近傍では、第1章で述べたような複雑な挙動が生じる。例えば、緩衝材に周辺岩盤から地下水が浸入することに伴う膨潤応力の発生(図 2.1¹⁾)や廃棄体からの放熱に伴う熱応力の発生、緩衝材の乾燥、応力再配分などである。これらの現象は、熱的挙動、水理学的挙動、変形挙動、化学的挙動の相互作用から成り、熱－水－応力－化学連成挙動と呼ばれる。

この章では、熱－水－応力連成挙動の中で、定量的評価が困難であった膨潤応力を理論的にモデル化するために、物理化学的な意味が明確な小峯の提案している膨潤評価式^{1),2)}を取り入れた熱－水－応力連成モデルを構築する。膨潤応力は主にベントナイトの化学的性質に起因して発生することから、膨潤応力の定量的評価は緩衝材の化学的緩衝性や核種移行遅延性などの緩衝材に要求される多くの化学的性質とも深く関連し、緩衝材の性能評価の上でも非常に重要な役割を果たすと考えられる。

膨潤評価式は完全に飽和した状態での膨潤応力を定義するものであるが、廃棄体定置後数百年の間は、緩衝材は不飽和状態である。緩衝材が飽和に至る過程での膨潤応力の評価は、廃棄体定置直後の自己シール性、すなわち初期状態で存在する緩衝材内部の間隙や緩衝材と岩盤の隙間の閉鎖性能において極めて重要である。そのような背景から、本研究では不飽和状態での膨潤応力のモデルを構築し、膨潤評価式と組み合わせることで、膨潤評価式の不飽和領域への拡張を行った。さらに、従来の熱－水－応力連成モデルに不飽和領域へ拡張した膨潤評価式を導入した。

また、提案したモデルを離散化した有限要素解析コードを構築し、要素試験の膨潤試験と比較した。

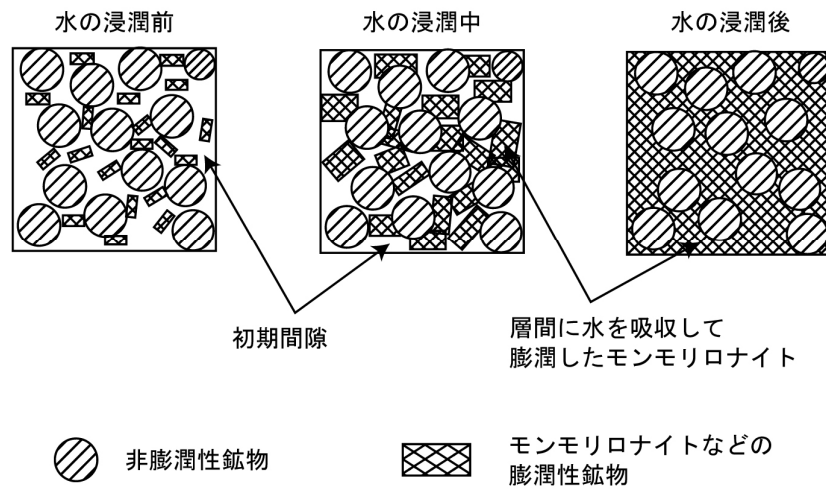


図 2.1 膨潤応力の発生のメカニズム⁽¹⁾を修正)

2. 2 熱－水－応力連成解析手法

熱－水－応力連成現象のモデルは，岩盤に対する解析手法が Noorishad et al.³⁾によって提案され，その後，国内では Ohnishi et al.^{4),5)}によって開発された．Ohnishi et al.によって構築された有限要素コード THAMES は，千々松ら⁶⁾によって不飽和粘土中の水分移動⁷⁾および温度勾配による水分移動⁸⁾が導入され，改良されてきた．そのモデルに，次節 2. 3 で述べる膨潤評価式を不飽和に拡張したモデルを導入する．本節では，熱－水－応力連成現象の支配方程式および膨潤評価式の導入について記述する．

熱－水－応力連成現象は，運動量保存則(力のつりあい式)，水の質量保存則，熱エネルギー保存則の物理量保存則に従う．未知量は変位，全水頭，温度とする．空気の挙動については，境界条件や連成に対する物性値などに対して未解明の部分が多いことから，空気の質量保存則は考慮していない．

2. 2. 1 物理量保存則

a) 運動量保存則

運動量保存式は，静的条件を仮定すると，以下の力のつりあい条件式となる．

$$\sigma_{ij,j} + f_i = 0 \quad (2.1)$$

ここで， σ_{ij} は全応力テンソル， f_i は外力ベクトルを示す．外力が一定のとき上式を増分形に

書き直すと、以下のようになる.

$$\Delta\sigma_{ij,j} = 0 \quad (2.2)$$

b) 水の質量保存式

水の質量保存式は、以下のように記述される.

$$\frac{\partial\theta\rho_w}{\partial t} + q_{i,i} + Q = 0 \quad (2.3)$$

ここで、 θ は体積含水率、 ρ_w は間隙水の密度、 q_i は流束ベクトル、 Q は湧き出し、 t は時間である.

c) 熱エネルギー保存式

熱エネルギー保存式は、以下のように記述される.

$$\frac{\partial\{(\rho c)_m T\}}{\partial t} + q_{i,i}^h + Q^h = 0 \quad (2.4)$$

ここで、 c は比熱容量、 T は温度、 q_i^h は熱流束ベクトル、 Q^h は発熱量である. 下付の m は熱的な局所平衡状態を意味する.

2. 2. 2 構成条件

構成条件は材料によって異なるが、応力テンソルとひずみテンソルを関係付ける剛性係数テンソルおよび動水勾配ベクトルと流束ベクトルを関係付ける透水係数テンソルを用いると同じ式で表されるので、特に断らない限り全ての材料に対して適用されることとする.

a) 力学的構成条件

全応力の増分は、飽和領域において、

$$\Delta\sigma_{ij} = \frac{1}{2}C_{ijkl}(\Delta u_{k,l} + \Delta u_{l,k}) + \Delta p\delta_{ij} - \beta\Delta T\delta_{ij} \quad (2.5)$$

と表される. ただし、 u_i は変位ベクトル、 C_{ijkl} は弾性係数テンソルで、Lame の定数 λ 、 μ およびヤング係数 E 、ポアソン比 ν との関係は以下のとおりである.

$$\begin{aligned}
C_{ijkl} &= \lambda \delta_{ij} \delta_{kl} + \mu (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk}) \\
&= \frac{E\nu}{(1+\nu)(1-2\nu)} \delta_{ij} \delta_{kl} + \frac{E}{2(1+\nu)} (\delta_{ik} \delta_{jl} + \delta_{il} \delta_{jk})
\end{aligned} \tag{2.6}$$

また、 p は間隙水圧であり、全水頭 h を用いて、

$$p = \rho_{w0} g (h - z) \tag{2.7}$$

と表される。ただし、 ρ_{w0} は水の基準密度、 g は重力加速度、 z は鉛直上向きを正とする。 δ_{ij} はクロネッカーのデルタである。 β は熱応力に関するパラメータで、Lame の定数を用いて、以下のように表される。

$$\beta = (3\lambda + 2\mu) \alpha_s \tag{2.8}$$

ただし、 α_s は線膨張係数である。

式(2.5)の第1項、第2項は弾性変形に伴う応力増分、第3項は水圧変化に伴う応力変化、第4項は温度変化に伴う熱応力を表している。

一方、不飽和領域における全応力は、以下のように与えられる。

$$\Delta \sigma_{ij} = \frac{1}{2} C_{ijkl} (\Delta u_{k,l} + \Delta u_{l,k}) - \Delta \sigma_{sw} \delta_{ij} - \beta \Delta T \delta_{ij} \tag{2.9}$$

ここで σ_{sw} は膨潤応力である。式(2.9)の中での第3項の膨潤応力は膨潤性の材料、すなわちベントナイトなどのときに発生する。膨潤応力については次節で詳細に示すこととするが、サクシヨンの変化量を用いて以下のように表される。

$$\Delta \sigma_{sw} = -F \Delta \psi \tag{2.10}$$

サクシオン ψ は、全水頭を用いて以下のように表すことができる。

$$\psi = -(h - z) \tag{2.11}$$

不飽和ベントナイトでは、水分量や乾燥密度によって弾性係数が変化することがわかっており、各ベントナイトに対して経験式が得られている。

b) 水理学的構成条件

飽和領域における間隙水の移動は、ダルシー則に従うと仮定する。すなわち、

$$q_i = -\rho_w \frac{\rho_w g K_{ij}}{\mu} h_{,j} \quad (2.12)$$

ここで、 K は固有透過度テンソル、 μ は水の粘性係数である。通常用いられる透水係数では、温度の影響などをうまく表現できないため、固有透過度を用いている。

不飽和領域における水分の移動は、ベントナイト緩衝材中では、体積含水率の勾配および温度の勾配により生じると仮定し、以下のように定義する。

$$\begin{aligned} q_i &= -\rho_w (D_\theta)_{ij} \theta_{,j} - \rho_w (D_T)_{ij} T_{,j} \\ &= -\rho_w (D_\theta)_{ij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_{,j} - z_{,j}) - \rho_w (D_T)_{ij} T_{,j} \end{aligned} \quad (2.13)$$

ここで、 D_θ は水分拡散係数、 D_T は温度勾配水分拡散係数である。水分拡散係数 D_θ は体積含水率 θ と温度 T の関数となっており、体積含水率に対してグラフを描くと、U字型になる(例えば図 2.8, 2.9)。水分拡散係数は、図 2.2 のように体積含水率が小さい領域では蒸気による水分移動が卓越し、大きい領域では液状水による移動が卓越すると言われており⁹⁾、水分拡散係数はそれらを足し合わせたものと考えられている。すなわち、

$$D_\theta = D_{\theta v} + D_{\theta l} \quad (2.14)$$

となる。一方、温度勾配水分拡散係数も蒸気としての水分移動と液状水としての水分移動に分割できるが、温度勾配による液状水移動量は蒸気水移動量に比べ、極めて小さいことから¹⁰⁾、温度勾配による水分移動は主に蒸気によって生じると考えられている。すなわち、

$$D_T \approx D_{Tv} \quad (2.15)$$

一方、岩盤などの他の材料に対しては、ダルシー則を不飽和領域に拡張した以下の式を

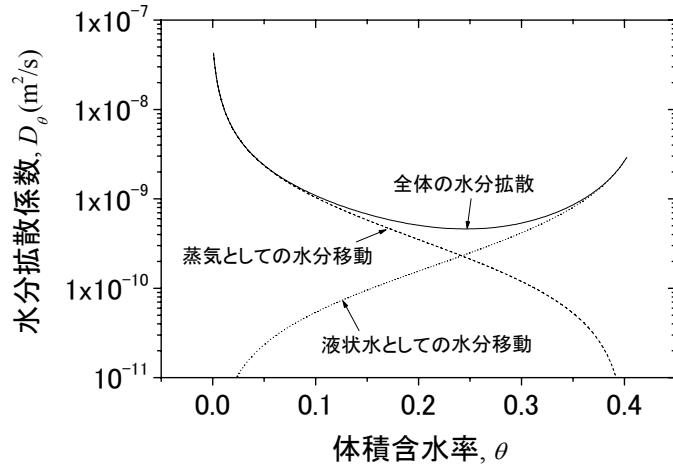


図 2.2 水分拡散係数の概念図

用いる.

$$q_i = -\rho_w \frac{r_k \rho_w g K_{ij}}{\mu} h_{,j} \quad (2.16)$$

ここで, r_k は比透水係数である. ただし, 第3章で扱う FEBEX ベントナイトは, 実験値をこの式でフィッティングしている.

また, サクシオン ψ と体積含水率の関係として, 以下の式で与えられる van Genuchten(VG) モデルを用いる.

$$S_e = \frac{\theta - \theta_r}{\theta_s - \theta_r} = \left\{ 1 + |\alpha \psi|^{n'} \right\}^{-m} \quad (2.17)$$

ここで, S_e は有効飽和度, θ_s は飽和体積含水率, θ_r は最小含水量, α および n' , m は VG パラメータである.

水分拡散係数 D_θ と比透水係数 r_k は, 水分特性曲線が唯一の線となる時水分量とサクシオンが一对一に対応するため, 以下の式により一意に関連付けることができる.

$$(D_\theta)_{ij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} = r_k \frac{\rho_w g K_{ij}}{\mu_w} \quad (2.18)$$

水分拡散係数 D_θ には蒸気としての水分移動量も含まれ, 蒸気の移動は蒸気圧勾配すなわち水分量の勾配による拡散だけでなく, 間隙空気的全圧の勾配による輸送も考えられるが, このような移流による水分移動は, 本研究においては無視できるほど小さいと考えられる. なぜなら, 間隙空気的全圧の勾配は地盤内で急激に空気が発生する場合や地下水位や気圧条件が急激に変化する際にだけ生じるとされているからである⁹⁾.

c) 熱的構成条件

熱流束 q^h は移流 q^a , 拡散 q^d , 潜熱 q^l により構成され, 以下のように表される.

$$q_i^h = q_i^a + q_i^d + q_i^l \quad (2.19)$$

ここで,

$$q_i^a = S_r \rho_w c_w v_i T \quad (2.20)$$

$$q_i^d = -(\lambda_m)_{ij} T_{,j} \quad (2.21)$$

$$q_i^h = L\rho_w \cdot (D_{\theta})_{ij} \cdot \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_{,j} - z_{,j}) \quad (2.22)$$

である．ここで、 v_i はダルシー流速ベクトル、 λ_m は局所平衡を仮定した熱伝導率、 L は潜熱、 D_{θ} は水分拡散係数 D_{θ} の蒸気に起因する部分である．ダルシー流速ベクトルは、以下のよう
に表される．

$$\text{ベントナイト} \quad v_i = -(D_{\theta})_{ij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_{,j} - z_{,j}) - (D_T)_{ij} T_{,j} \quad (2.23)$$

$$\text{その他の材料} \quad v_i = -\frac{r_k \rho_w g K_{ij}}{\mu} h_{,j} - (D_T)_{ij} T_{,j} \quad (2.24)$$

不飽和ベントナイトの熱伝導率および比熱の水分量依存性の試験も行われており、経験式が提案されている．

2. 3 膨潤応力のモデル化

2. 3. 1 膨潤評価式の概要

緩衝材および坑道の埋め戻し材に対する膨潤応力の推定モデルは、小峯により精力的に行われている．ここでは、小峯の膨潤評価式^{1),2)}の概要を示す．

ベントナイトは緩衝材の有力な候補材料であるが、経済的な視点から、実際にはベントナイトのみではなく、比較的安価な砂や現地発生土をベントナイトに混合して利用すると考えられている¹¹⁾．小峯の提案している膨潤評価式は、Gouy-Chapman の拡散二重層理論および van der Waals 力の考え方に、提案した最大膨潤率とモンモリロナイトの膨潤体積ひずみの関係式および膨潤体積ひずみと二粘土粒子間距離の関係式を導入したモデルで、ベントナイトと砂などの配合比だけでなく、ベントナイトに含有される陽イオンの種類や組成を考慮することが可能である．また、この式の中には周辺環境条件の変化を考慮してベントナイト中のイオン濃度を補正する手法、およびベントナイトの比表面積の算定手法も含んでいる．ベントナイトの主要な交換性陽イオンである Na^+ 、 Ca^{2+} 、 K^+ 、 Mg^{2+} に対して、それぞれの交換性陽イオンに起因する粘土結晶層間に作用する拡散二重層理論による反発力と van der Waals 力による引力を算出し、各イオンの交換容量を用いて加重平均し、緩衝材または埋め戻し材の膨潤応力を決定する．小峯による膨潤評価式は次のとおりである．

$$\sigma_{swmax} = \frac{1}{CEC} \sum_{i=Na^+, Ca^{2+}, K^+, Mg^{2+}} [EXC_i \{(f_r)_i - (f_a)_i\}] \text{ [kPa]} \text{ (ただし, } \sigma_{swmax} \text{ は反発を正とする.)} \quad (2.25)$$

ここに、 σ_{swmax} はベントナイトを含有する緩衝材・埋め戻し材の発生する圧力(最大膨潤応力と定義する)[kPa]で、飽和時に最大の圧力を発生することから、下付で max と示している。また、 CEC は陽イオン交換容量[mequiv./g]、 i は Na^+ 、 Ca^{2+} 、 K^+ 、 Mg^{2+} のいずれかの交換性陽イオン、 EXC_i は交換性陽イオン i の交換容量[mequiv./g]、 $(f_r)_i$ は交換性陽イオン i に起因する反発力[kPa]、 $(f_a)_i$ は交換性陽イオン i に起因する引力[kPa]である。反発力 $(f_r)_i$ は拡散二重層理論より、以下のように求められる。

$$(f_r)_i = 2nkT(\cosh u_i - 1) \times 10^{-3} \text{ [kPa]} \quad (2.26)$$

ただし、

$$u_i = 8 \tanh^{-1} \left[\exp(-\kappa_i d_i) \tanh\left(\frac{z_i}{4}\right) \right]$$

$$\kappa_i = \sqrt{\frac{2n\nu_i^2 e'^2}{\epsilon kT}}$$

$$z_i = 2 \sinh^{-1} \left(96.5 \times \frac{EXC_i}{S} \sqrt{\frac{1}{8\epsilon n kT}} \right)$$

である。ここで、 n は緩衝材・埋め戻し材中の間隙水の補正イオン濃度[個数/m³]、 k は Boltzmann 定数($=1.38 \times 10^{-23}$ J/K)、 T は絶対温度[K]である。 u_i 、 κ_i 、 z_i は式の誘導過程で必要となるパラメータで、 u_i は二粒子間中央部の、 z_i は粒子表面部の電位に関するパラメータである。 κ_i は Debye-Huckel のパラメータと呼ばれ、拡散二重層理論における静電ポテンシャル分布が影響する範囲に関する指標である。 d_i は交換性陽イオン i に対する結晶層間距離の 1/2[m]、 ν_i は交換性陽イオン i の価数、 e' は電子電荷($=1.602 \times 10^{-19}$ C)、 ϵ は間隙水の誘電率 [$C^2 J^{-1} m^{-1}$]、 S はベントナイトの比表面積[m²/g]である。

一方、引力 $(f_a)_i$ は van der Waals 力であり、次式で与えられる。

$$(f_a)_i = \frac{A_h}{24\pi} \left[\frac{1}{d_i^3} + \frac{1}{(d_i + t)^3} - \frac{2}{(d_i + t/2)^3} \right] \times 10^{-3} \text{ [kPa]} \quad (2.27)$$

ここで、 A_h は Hamaker 定数(モンモリロナイトの場合、 2.2×10^{-20} J)、 t は粘土結晶層厚(モン

モリロナイトの場合、 $9.60 \times 10^{-10} \text{m}$ である。

さらに、モンモリロナイトの膨潤体積ひずみ ε_{sv}^* を導入すると、結晶層間距離に関するパラメータ d_i は以下のように表される。

$$d_i = \frac{\varepsilon_{sv}^*}{100} \left\{ t + (R_{ion})_i \right\} + (R_{ion})_i \quad [\text{m}] \quad (2.28)$$

ここで、 R_{ion} はモンモリロナイト結晶層間中の交換性陽イオン i の非水和半径[m]である。膨潤体積ひずみ ε_{sv}^* は以下のように与えられる。

$$\varepsilon_{sv}^* = \left\{ e_0 + \frac{\varepsilon_{s\max}}{100} (e_0 + 1) \right\} \left\{ 1 + \left(\frac{100}{C_m} - 1 \right) \frac{\rho_m}{\rho_{nm}} + \left(\frac{100}{\alpha} - 1 \right) \frac{100}{C_m} \frac{\rho_m}{\rho_{sand}} \right\} \times 100 \quad [\%] \quad (2.29)$$

ただし、

$$e_0 = \frac{\rho_{solid}}{\rho_{d0}} - 1$$

$$\rho_{solid} = \frac{\frac{100}{C_m} \frac{100}{\alpha} \rho_m}{\left\{ 1 + \left(\frac{100}{C_m} - 1 \right) \frac{\rho_m}{\rho_{nm}} + \left(\frac{100}{\alpha} - 1 \right) \frac{100}{C_m} \frac{\rho_m}{\rho_{sand}} \right\}} \quad [\text{Mg/m}^3]$$

ここで、 e_0 は緩衝材・埋め戻し材の初期間隙比、 $\varepsilon_{s\max}$ は緩衝材・埋め戻し材の最大膨潤率[%]、 C_m はベントナイトのモンモリロナイト含有率[%]、 ρ_m はモンモリロナイトの土粒子密度[Mg/m³]、 ρ_{nm} はモンモリロナイト以外の土粒子密度[Mg/m³]、 ρ_{sand} は砂粒子密度[Mg/m³]、 α はベントナイト配合率[%]である。

また、緩衝材・埋め戻し材中の補正イオン濃度 n は、以下のように表す。

$$n = \frac{n_0 \left(\frac{\text{mol}}{\text{m}^3} \right) \times N_A}{1 + \frac{\varepsilon_{sv}^*}{100}} \quad [\text{個数/m}^3] \quad (2.30)$$

ただし、 n_0 は緩衝材・埋め戻し材中の間隙水のイオン濃度[mol/m³]、 N_A はアボガドロ数(=6.023 × 10²³)である。

ベントナイトの比表面積は、以下のように与える。

$$S = \frac{C_m}{100} S_m + \left(1 - \frac{C_m}{100}\right) S_{nm} \quad [\text{m}^2/\text{g}] \quad (2.31)$$

ここで, S_m はモンモリロナイトの比表面積 $[\text{m}^2/\text{g}]$, S_{nm} はモンモリロナイト以外の鉱物の比表面積 $[\text{m}^2/\text{g}]$ である.

膨潤評価式で必要となるパラメータ・物理定数は, 材料固有のパラメータと周辺環境に係わるパラメータおよび物理定数に分類される. 表 2.1~2.3 に膨潤評価式に用いるパラメータの設定値を示す. ただし, 各パラメータは山形県月布産のベントナイト(クニミネ工業製, クニゲル V1)と三河ケイ砂 6 号に対する値である.

これらの値を用い, 最大膨潤率 ε_{max} , 初期乾燥密度 ρ_{d0} およびベントナイト配合比 α を与えることで, 最大膨潤応力を算定することが可能となる. 図 2.3 はベントナイト配合比 100% の時の初期乾燥密度と最大膨潤応力の関係を各温度で示したものである. 乾燥密度の上昇と共に膨潤応力も増大し, その傾向は特に乾燥密度が大きい範囲で顕著になっている. また, 温度が高いほど膨潤応力も大きくなる. ところで, 膨潤評価式(2.25)を前節で述べた熱-水-応力連成モデルに適用する場合, これらのパラメータのうちで連成解析によって変化するものは, 温度および初期乾燥密度となる. 連成解析で得られる温度および乾燥密度の変化を膨潤評価式に反映することで, 膨潤評価式との相互作用を表現できる. ただし, 地下水組成の影響などを考慮する場合や, 陽イオン交換が行われてベントナイトの変質を考慮する場合は, イオン濃度や交換性イオン量なども受け渡さなければならない. しかし, 現状ではそのような地化学的現象に対するデータが不十分であることから, 本研究では地化学現象と膨潤評価式の相互作用は考慮しないこととする.

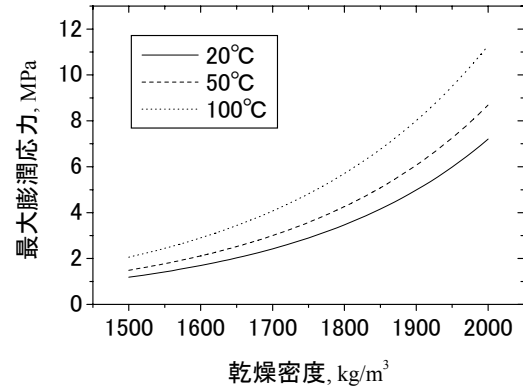


図 2.3 ベントナイトクニゲル V1 の最大膨潤応力と乾燥密度の関係

表 2.1 膨潤評価式における材料パラメータの設定(クニゲル V1 相当)¹²⁾

モンモリロナイトの土粒子密度 ρ_m	2.77 Mg/m ³
モンモリロナイト以外の鉱物の土粒子密度 ρ_{nm}	2.81 Mg/m ³
砂の土粒子密度 ρ_{sand}	2.66 Mg/m ³
モンモリロナイトの比表面積 S_m	810 m ² /g
モンモリロナイト以外の鉱物の比表面積 S_{nm}	0 m ² /g
ベントナイトのモンモリロナイト含有率 C_m	48 %
陽イオン交換容量 CEC	0.732 mequiv./g
交換性 Na イオン量 EXC_{Na}^+	0.405 mequiv./g
交換性 Ca イオン量 EXC_{Ca}^{2+}	0.287 mequiv./g
交換性 K イオン量 EXC_K^+	0.009 mequiv./g
交換性 Mg イオン量 EXC_{Mg}^{2+}	0.030 mequiv./g
交換性 Na イオンの非水和イオン半径 $(R_{ion})_{Na}$	0.098 nm
交換性 Ca イオンの非水和イオン半径 $(R_{ion})_{Ca}$	0.1115 nm
交換性 K イオンの非水和イオン半径 $(R_{ion})_K$	0.133 nm
交換性 Mg イオンの非水和イオン半径 $(R_{ion})_{Mg}$	0.0825 nm
交換性 Na イオンの価数 ν_{Na}	1
交換性 Ca イオンの価数 ν_{Ca}	2
交換性 K イオンの価数 ν_K	1
交換性 Mg イオンの価数 ν_{Mg}	2
モンモリロナイト結晶層厚 t	9.60×10^{-10} m

表 2.2 膨潤評価式における物理定数¹²⁾

電子電荷 e'	1.602×10^{-19} C
Boltzmann 定数 k	1.38×10^{-23} J/K
Hamaker 定数 A_h	2.2×10^{-20} J
Avogadro's 数 N_A	6.023×10^{23}

表 2.3 膨潤評価式における環境条件パラメータ¹²⁾

間隙水の誘電率 ϵ	$80 \times 8.8542 \times 10^{-12}$ C ² /(J·m)
温度 T	連成モデルに依存
緩衝材・埋め戻し材中の間隙水のイオン濃度 n_0	40~50 mol/m ³

2.3.2 不飽和領域における膨潤応力

小峯の提案している膨潤評価式は、完全に飽和した状態を想定して、その時点での拘束条件、環境条件、材料条件を設定することにより、膨潤応力や膨潤変形を定量的に計算することができる。しかし、再冠水時の緩衝材や埋め戻し材の挙動を評価するためには、この膨潤評価式に対し、さらに飽和度の変化が考慮できるように拡張する必要がある。

不飽和領域における膨潤の扱いは、モンモリロナイトの層間の化学ポテンシャルの低下量が水分子の層間への侵入ポテンシャルと等しいと考えられるため、化学ポテンシャルの低下量を膨潤圧と考えることができる。そして、この膨潤圧が空隙の閉塞や土粒子構造の再配列に使用され、結局その一部のみが膨潤応力として外部に作用すると考えられる⁹⁾。

一般に、平衡状態にある土壌中の系に対して周囲から dw の仕事をされ、 dq の熱量を吸収し、再び平衡状態に至った時、系の全エネルギー(内部エネルギー)の増加 du は、熱力学の第1法則より、

$$du = dq + dw \quad (2.32)$$

となる。周囲と化学種 i の濃度変化がある時、仕事 dw は、

$$dw = -Pdv + \sigma dA + \sum \mu_i dn_i \quad (2.33)$$

となる。ここで、 P は外圧、 dv は体積変化、 σ は水の表面張力、 dA は水-空気界面の面積変化、 μ_i は i 成分の化学ポテンシャル、 dn_i は i 成分のモル変化である。

また、この変化が可逆的であると仮定すると、熱量 dq は熱力学第2法則から、以下のよう表現することができる。

$$dq = Tds \quad (2.34)$$

ここで、 T は絶対温度、 ds はエントロピー変化量である。

式(2.33)、(2.34)を式(2.32)に代入すると、以下のようになる。

$$du = Tds - Pdv + \sigma dA + \sum \mu_i dn_i \quad (2.35)$$

ここで、次式で定義されるギブスの自由エネルギー G を導入する。

$$G = u - Ts + Pv \quad (2.36)$$

この微分を取ると,

$$dG = du - Tds - sdT + Pdv + vdp \quad (2.37)$$

となり, ここに, 式(2.35)の du を代入すると,

$$dG = -sdT + vdp + \sigma dA + \sum \mu_i dn_i \quad (2.38)$$

となる.

ここで, 等温, すなわち $dT=0$, 表面積も変化しない, すなわち $dA=0$, さらに化学変化もないとき, 次のようになる.

$$dG = vdp \quad (2.39)$$

等温状態で平衡状態であるとき, 土中水は間隙の中で水蒸気と平衡している. すなわち, 水の化学ポテンシャルと水蒸気の化学ポテンシャルは等しい状態にある. そのため, 水の化学ポテンシャルは, この水蒸気の化学ポテンシャルを測定することで知ることができる. すなわち, 水 1 モル当たり, 平衡している水蒸気の分圧から ^{13), 14)},

$$\Delta G = \int_{p_0}^p vdp = \int_{p_0}^p \frac{RT}{p} dp = -RT \ln \frac{p_0}{p} \quad (2.40)$$

ここで, ΔG は温度, 表面積, 化学種 i の量を固定した条件でのギブスの自由エネルギー, p は水蒸気分圧, p_0 は飽和水蒸気圧, p/p_0 は相対湿度, R は水蒸気に対する気体定数で $R=47.06\text{m/K}$ である.

一方, 地盤工学で一般的に用いられる, 間隙水の全ポテンシャル ψ は, 以下のように表される.

$$\psi = \psi_m + \psi_o + \psi_g \quad (2.41)$$

ここで, ψ_m はマトリックポテンシャル, ψ_o はオスモティックポテンシャル(浸透ポテンシャル), ψ_g は重力ポテンシャルである. マトリックポテンシャルは, 大気圧以上の静水圧下にある場合は正となり, 大気圧以下にある場合は負となる. ここで, 重力ポテンシャルは他のポテンシャルと比べて非常に小さいため無視することができ, 等温平衡状態において間隙水の全ポテンシャルは式(2.40)のギブスの自由エネルギーに等しくなる.

$$\Delta G = \psi \quad (2.42)$$

前述したように、膨潤圧は化学ポテンシャルの低下量であるが、これをギブスの自由エネルギーの低下量とすると、式(2.42)より、膨潤圧は結局全ポテンシャルの低下量と仮定することができる。

一般にベントナイトの全ポテンシャルを計測すると 1MPa 以上の高い値が得られることからわかるように、不飽和のベントナイトは潜在的に非常に大きい膨潤圧を有している。しかし、飽和に至る過程で間隙の閉鎖や骨格構造の変化によって膨潤圧は低下し、実際に外力として作用する割合は数%にも満たない。全ポテンシャルの低下量に対し、実際に外力(膨潤応力)として働く割合を表す関数 F を用いて、膨潤応力の増分 $\Delta\sigma_{sw}$ [Pa] は以下のように表すこととする。

$$\Delta\sigma_{sw} = -F \cdot \Delta\psi \quad (2.43)$$

ここで、 ψ はサクション[m]である。本来、サクションはマトリックポテンシャルの絶対値を指すが、ここではマトリックポテンシャルとオスモティックポテンシャルの和とする。このように膨潤応力の増分をサクションと関連付けることで、膨潤応力を水分特性曲線を介して水分量で表現することが可能となる。

関数 F に対しては、これまで各要素試験や原位置試験に合わせて同定が必要であった。例えば、Noorishad & Tsang¹⁵⁾や Nguyen¹⁶⁾は、式(2.43)の代わりに飽和度の変化量に定数を乗じることにより膨潤応力を評価しているが、その定数は試験とのフィッティングにより求めている。Chijimatsu et al.¹⁷⁾は関数 F を定数とし、同様に試験とのフィッティングを行っているが、やはり物理的意味は不明確であった。

本研究では、式(2.43)に次式の拘束条件を与えることで、ある飽和度における膨潤応力を一意的に決定する手法を提案する。

$$\sigma_{sw} = -\int_0^{\psi} F(S_r) d\psi = -\int_0^{S_r} F(S_r) \frac{\partial \psi}{\partial S_r} dS_r \quad (2.44)$$

$$\sigma_{sw\max} = -\int_0^{\infty} F(S_r) d\psi = -\int_0^1 F(S_r) \frac{\partial \psi}{\partial S_r} dS_r \quad (2.45)$$

ここで、 σ_{sw} は飽和度 S_r (サクション ψ) における膨潤応力である。最大膨潤応力は $\sigma_{sw\max}$ は小峯の膨潤評価式から算定される値である。この式の物理的意味は、ベントナイトが気乾状態から吸水することにより膨潤応力が飽和度に対して一意的に決定され、飽和に至ると最大膨潤応力 $\sigma_{sw\max}$ を発揮することを表しており、また、逆に脱水すると可逆的に膨潤応力が

減少することを意味する。図 2.4 に飽和度と膨潤応力の関係の概念図を示す。気乾状態から吸水することにより膨潤圧は次第に上昇し、図中の I や II のような経路を辿ると考えられる。しかし、実際にはベントナイトは最適含水率付近で締固められた状態から吸水するため、初期飽和度 S_{r0} からの膨潤応力は、III, IV, V のように初期状態で膨潤応力がゼロの点から発生する。既往のモデルは、III, IV のように、初期飽和度から飽和に至る過程を適当な関数を仮定して同定しているため、初期飽和度に依存してパラメータを求めなければならなかった。本研究では、飽和度と膨潤応力を一意的に決定し、まず経路 I(または II)のように設定することで、初期飽和度からの経路を V のように捉えることとする。このようにモデル化すると、初期状態で膨潤応力が発生していることになるが、実際、後述の膨潤試験からも試験直後に膨潤応力が発生していることから妥当性が確認できる。ただし、実際には経路 V から経路 I(または II)に滑らかに移行すると予想される。初期状態に対応する膨潤応力を初期膨潤応力 σ_{sw0} と呼ぶこととする。

経路 I や II に対応する経路は、現段階では確定されたものはないが、例えば、膨潤応力が飽和度、その平方根、2 乗、3 乗に比例するモデルとして、関数 F を表 2.4 のように与えることができる。これらのモデルを図示したものを図 2.5 に示す。ここで(a)や(e)のような上に凸のモデルは膨潤応力が飽和度の低い状態で卓越するものを表しており、一方、(c)や(d)は膨潤応力が上昇しにくく、不飽和状態における膨潤応力の発生があまり期待できないモデルを示している。

表 2.4 膨潤に関するパラメータ F の飽和度依存性

	関数 $F(S_r)$	膨潤応力 $\sigma_{sw}(S_r)$	
(a)	$F = \frac{1}{2} \sigma_{sw\max} S_r \frac{1}{2} \frac{\partial S_r}{\partial \psi}$	$\sigma_{sw} = \sigma_{sw\max} \sqrt{S_r}$	飽和度の平方根に比例
(b)	$F = \sigma_{sw\max} S_r \frac{\partial S_r}{\partial \psi}$	$\sigma_{sw} = \sigma_{sw\max} S_r$	飽和度に比例
(c)	$F = 2 \sigma_{sw\max} S_r \frac{\partial S_r}{\partial \psi}$	$\sigma_{sw} = \sigma_{sw\max} S_r^2$	飽和度の 2 乗に比例
(d)	$F = 3 \sigma_{sw\max} S_r^2 \frac{\partial S_r}{\partial \psi}$	$\sigma_{sw} = \sigma_{sw\max} S_r^3$	飽和度の 3 乗に比例
(e)	$F = 2 \sigma_{sw\max} (1 - S_r) \frac{\partial S_r}{\partial \psi}$	$\sigma_{sw} = 2 \sigma_{sw\max} \left(S_r - \frac{S_r^2}{2} \right)$	

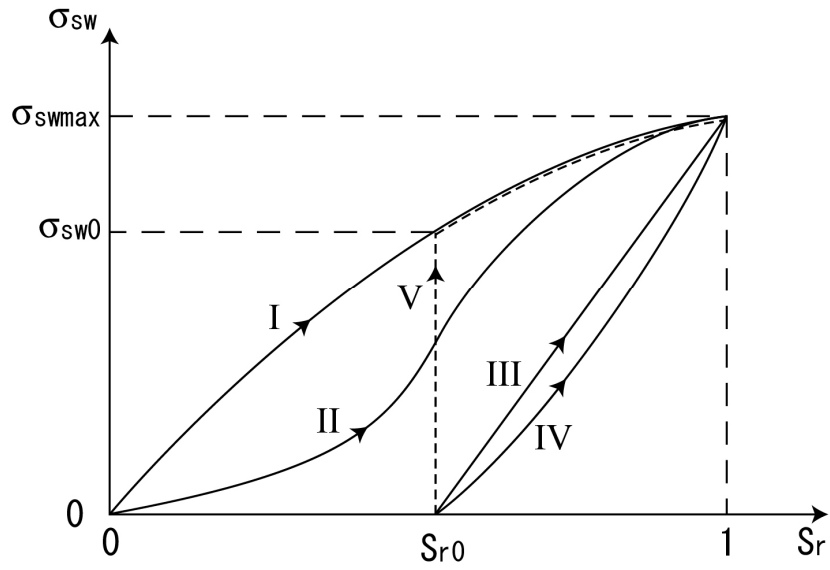


図 2.4 不飽和領域における膨潤応力の概念図

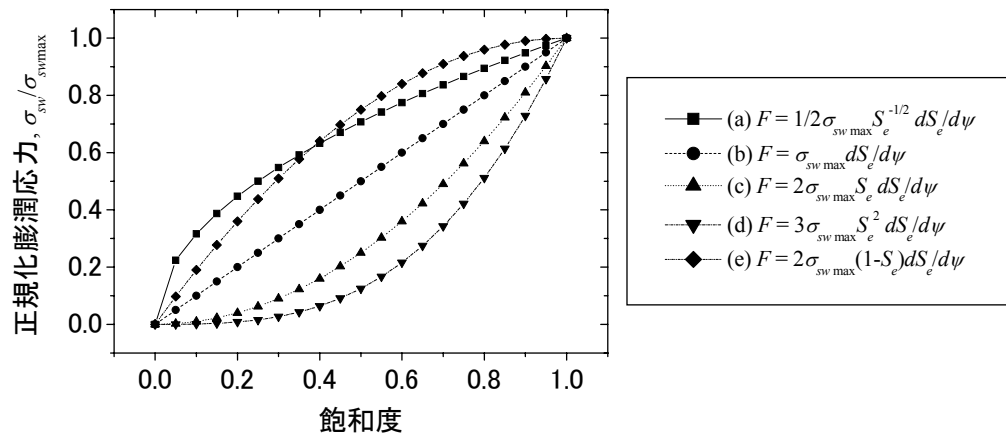


図 2.5 それぞれの膨潤に関するパラメータ F に対する飽和度と膨潤応力の関係

2. 4 有限要素法による定式化

前節 2. 3 で示した支配方程式を有限要素法により離散化する．有限要素法は，一般的なガラーキン法を用いるため，離散化手法の詳細は省略する．ここでは，離散化後の支配方程式およびプログラミングに用いた解析技術の概略について述べる．

2. 4. 1 ガラーキン法による支配方程式の離散化

式(2.2), (2.3), (2.4)にそれぞれの構成条件を代入することにより，最終的な支配方程式を得ることができる．その際，各材料や飽和・不飽和の条件で構成条件が異なることから，数値解析のコード化に有利なように，次のような関数を設ける．

- χ : 飽和のとき 1, 不飽和のとき 0 となる関数
 ξ : ベントナイト緩衝材, 埋め戻し材のとき 1, その他の材料のとき 0 となる関数

これらのスイッチ関数を用いると，各物理量保存式は，以下のように集約することができる．

運動量保存式(力のつりあい式)

$$\left\{ \frac{1}{2} C_{ijkl} (\Delta u_{k,l} + \Delta u_{l,k}) - \xi F \Delta h \delta_{ij} - \beta \Delta T \delta_{ij} \right\}_{,j} = 0 \quad (2.46)$$

水の質量保存式

$$-\rho_w \frac{\partial \theta}{\partial \psi} \frac{\partial h}{\partial t} - \left[\chi \rho_w \frac{\rho_w g K_{ij}}{\mu} h_{,j} + (1 - \chi) \left\{ \xi \rho_w (D_\theta)_{ij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_{,j} - z_{,j}) + (1 - \xi) \rho_w \frac{r_k \rho_w g K_{ij}}{\mu} h_{,j} + \rho_w (D_T)_{ij} T_{,j} \right\} \right]_{,i} + Q = 0 \quad (2.47)$$

熱エネルギー保存式

$$(\rho c)_m \frac{\partial T}{\partial t} + \left\{ S_r \rho_w c_w v_i T - (\lambda_m)_{ij} T_{,j} \right\}_{,i} + \left\{ L \rho_w (D_\theta)_{ij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} (h_{,j} - z_{,j}) \right\}_{,i} + Q^h = 0 \quad (2.48)$$

水の質量保存則における貯留項は，厳密には変位および温度にも依存するが，他の項に比べ極めて小さいため省略している．

要素内の内挿関数は，変位，全水頭，温度に対してそれぞれ $N^{(1)}$ ， $N^{(2)}$ ， $N^{(3)}$ とする．すなわち，

$$u_i = \sum_{j=1}^{20} N_j^{(1)} (u_i)_j \quad (2.49)$$

$$h = \sum_{i=1}^8 N_i^{(2)} h_i \quad (2.50)$$

$$T = \sum_{i=1}^8 N_i^{(3)} T_i \quad (2.51)$$

ただし、3次元の6面体要素とし、変位に対しては2次、全水頭および温度に対しては1次の内挿関数を用いている。したがって、 $N^{(2)}=N^{(3)}$ である。

それぞれの支配方程式に対してガラーキン法を適用し、部分積分を行うと、最終的に以下の要素内の離散化式が導出される。運動量保存式(力のつりあい式)は、以下のようになる。

$$K_{nm}^{ik} \Delta u_m^k + C_{nm}^i \Delta h_m + G_{nm}^i \Delta T_m = \Delta F_n^i \quad (2.52)$$

ここに、

$$K_{nm}^{ik} = \int_{V^e} N_{n,j}^{(1)} C_{ijkl} N_{m,l}^{(1)} dV^e$$

$$C_{nm}^i = \int_{V^e} N_{n,j}^{(1)} \xi F \delta_{ij} N_m^{(2)} dV^e$$

$$G_{nm}^i = \int_{V^e} N_{n,j}^{(1)} (-\beta \delta_{ij}) N_m^{(3)} dV^e$$

$$F_n^i = \int_{S^e} \hat{i}_n^i dS^e$$

ただし、 V^e は要素の体積(2次元では面積)、 \hat{i} は表面力を意味している。また、上付の指標は空間的な次元を表し、下付の指標は要素節点数を表す。

水の質量保存式は、以下のように離散化される。

$$A_{nm}^i \frac{\partial}{\partial t} u_m^i + E_{nm} \frac{\partial}{\partial t} h_m + D_{nm} \frac{\partial}{\partial t} T_m + H_{nm} h_m + I_{nm} T_m = Q_n \quad (2.53)$$

ここに、

$$A_{nm}^i = \mathbf{0}$$

$$\begin{aligned}
E_{nm} &= \int_{V^e} N_n^{(2)} \left(-\rho_w \frac{\partial \theta}{\partial \psi} \right) N_m^{(2)} dV^e \\
D_{nm} &= \mathbf{0} \\
H_{nm} &= - \int_{V^e} N_{n,i}^{(2)} \left[\chi \rho_w \frac{\rho_w g K_{ij}}{\mu} + (1-\chi) \left\{ \xi \rho_w (D_\theta)_{ij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} + (1-\xi) \rho_w \frac{r_k \rho_w g K_{ij}}{\mu} \right\} \right] N_{m,j}^{(2)} dV^e \\
I_{nm} &= - \int_{V^e} N_{n,i}^{(2)} \rho_w (D_T)_{ij} N_{m,j}^{(3)} dV^e \\
Q_n &= \int_{S^e} \hat{q}_m dS^e - \int_{V^e} \frac{\partial N_m^{(2)}}{\partial z} \left\{ \xi \rho_w (D_\theta)_{nm} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} \right\} dV^e
\end{aligned}$$

熱エネルギー保存式は、以下のようになる．

$$J_{nm}^i \frac{\partial}{\partial t} u_m^i + M_{nm} \frac{\partial}{\partial t} T_m + L_{nm} h_m + V_{nm} T_m = P_n \quad (2.54)$$

ここに、

$$\begin{aligned}
J_{nm}^i &= \mathbf{0} \\
M_{nm} &= \int_{V^e} N_n^{(3)} (\rho c) N_m^{(3)} dV^e \\
L_{nm} &= \int_{V^e} N_{n,i}^{(3)} \left\{ L \rho_w (D_{\theta v})_{ij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} \right\} N_{m,j}^{(2)} dV^e \\
V_{nm} &= \int_{V^e} N_{n,i}^{(3)} S_r \rho_w v_i T N_m^{(3)} dV^e + \int_{V^e} N_{n,i}^{(3)} (\lambda_m)_{ij} N_{m,j}^{(3)} dV^e \\
P_n &= \int_{S^e} \hat{q}_h dS^e - \int_{V^e} \frac{\partial N_m^{(3)}}{\partial z} L \rho_w (D_\theta)_{nm} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} dV^e
\end{aligned}$$

さらに、これらの式は時間で離散化する必要がある．ここでは、差分法を用いる．差分パラメータ α を以下のように与える．

$$\phi \approx (1-\alpha)\phi_{t-\Delta t} + \alpha\phi_t \quad (2.55)$$

$$\frac{\partial \phi}{\partial t} \approx \frac{\phi_t - \phi_{t-\Delta t}}{\Delta t} \quad (2.56)$$

α : 中央差分のとき 0.5, 後退差分のとき 1.0, 前進差分のとき 0.0 となる関数

上式を差分法により、時間に対して離散化すると、結局、以下のようなマトリクスが得

られる。

$$\begin{aligned}
 & \begin{bmatrix} K_{nm}^{ik} & C_{nm}^i & G_{nm}^i \\ A_{nm}^k & \alpha \Delta t H_{nm} + E_{nm} & \alpha \Delta t I_{nm} + D_{nm} \\ J_{nm}^k & \alpha \Delta t L_{nm} & \alpha \Delta t V_{nm} + M_{nm} \end{bmatrix} \begin{Bmatrix} \Delta u_m^k \\ (h_m)_t \\ (T_m)_t \end{Bmatrix} \\
 &= \begin{Bmatrix} \Delta F_n^i + C_{nm}^i (h_m)_{t-\Delta t} + G_{nm}^i (T_m)_{t-\Delta t} \\ \Delta t \bar{Q}_n + \{E_{nm} - (1-\alpha)\Delta t H_{nm}\} (h_m)_{t-\Delta t} + \{D_{nm} - (1-\alpha)\Delta t I_{nm}\} (T_m)_{t-\Delta t} \\ \Delta t \bar{P}_n - (1-\alpha)\Delta t L_{nm} (h_m)_{t-\Delta t} + \{M_{nm} - (1-\alpha)\Delta t V_{nm}\} (T_m)_{t-\Delta t} \end{Bmatrix} \\
 & \hspace{15em} (2.57)
 \end{aligned}$$

この連立方程式を各要素に対して立てて、足し合わせることで、式(2.57)と同形の連立方程式群が構築される。これに、境界条件・初期条件を与えることで解を求めることができる。

2. 4. 2 数値解析手法

3次元の時空間で離散化した有限要素マトリクス(2.57)を解くために、数値解析コードを構築した。要素は、変形に対して2次、全水頭および温度に対して1次の6面体アイソパラメトリック要素であり、数値積分には、変形に関するマトリクスに対して27点(3×3×3)、全水頭および温度に関するマトリクスに対して8点(2×2×2)のガウスポイントを用いた。収束計算は、図 2.6 のフローチャートに示す手法を用いる。すなわち、運動量保存式、水の質量保存式、熱エネルギー保存式をそれぞれ独立に解き、収束判定を行うといった、古典的な単純繰り返し代入法である。この手法は収束が遅いとされているが、以降の解析より、時間ステップや要素の大きさを調整することにより、比較的収束は早い結果となっている。収束計算の中に膨潤評価式を導入することで、最大膨潤応力の乾燥密度・温度依存性の影響を取り入れている。

また、3次元化、大自由度化に対応するために、連立方程式の解法として、ICCG法(不完全コレスキー分解を前処理とした共役勾配法¹⁸⁾、サブルーチン ICCGLU は Netlib¹⁹⁾から入手)を導入している。

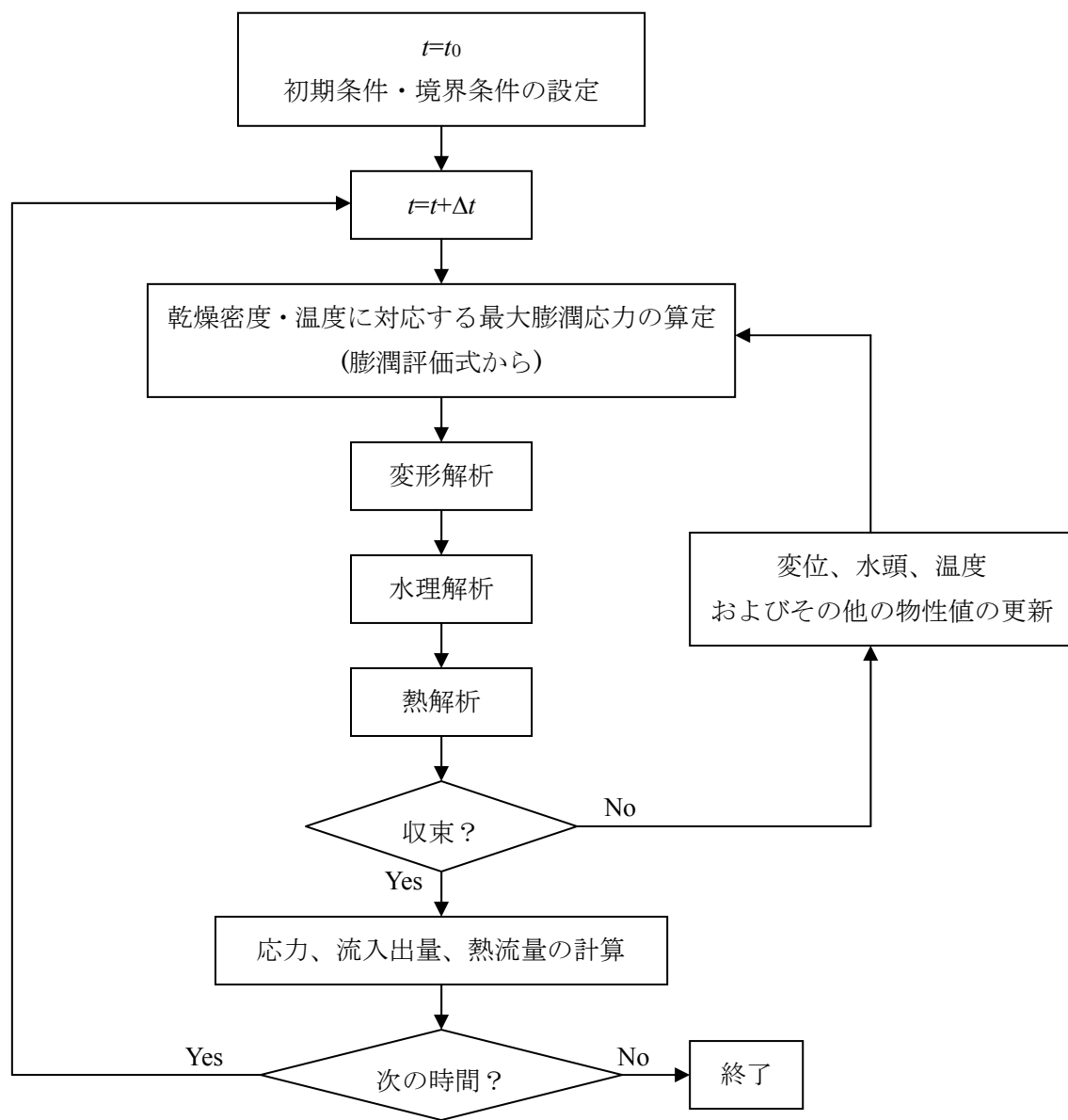


図 2.6 収束計算のフロー・チャート

表 2.5 試験条件

ケース	等温試験		温度勾配試験
	(a), (b)	(c)	(d)
試験材料	ベントナイトクニゲル V1		ケイ砂混合体(クニゲル V1 にケイ砂を 30wt%混合したもの)
供試体寸法 [mm]	小($\phi 20 \times$ 高さ 20)	大($\phi 50 \times$ 高さ 100)	大($\phi 50 \times$ 高さ 100)
乾燥密度 [g/cm^3]	1.8	1.8	1.6
初期含水比 [%]	0.5, 9.0	10.0	7.0
試験温度 [$^{\circ}\text{C}$]	25	25	上端 30, 下端 40
浸潤液	純水	純水	純水
浸潤圧力 [mH_2O]	下端 0.0	上端 1.0	上端 1.0
初期条件に対する 最大膨潤応力 [MPa]	3.7	3.7	0.35

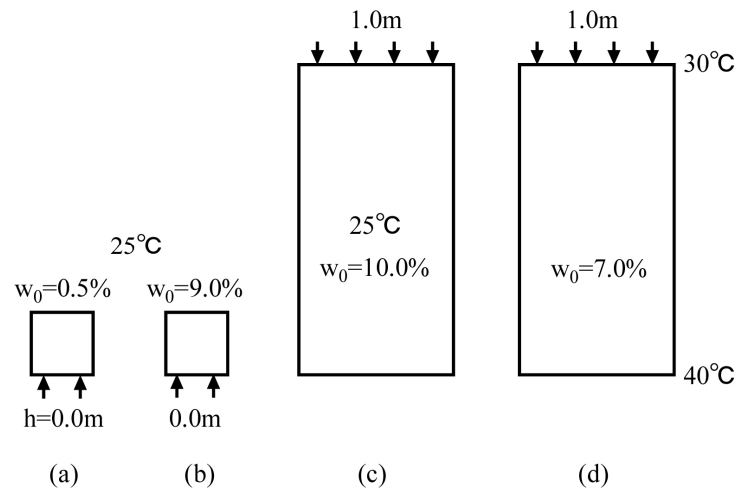


図 2.7 試験条件の簡略図

2.5 膨潤試験のシミュレーションによる解析手法の検証

ここでは、構築した有限要素コードを用い、等温条件下および温度勾配条件下における体積一定膨潤試験^{20), 21)}のシミュレーションを行うことで、開発したコードの検証を行う。

試験材料は、ベントナイトクニゲル V1 およびケイ砂混合体である。ベントナイトクニゲル V1 は、日本で最も研究が行われているベントナイトである。試験条件を表 2.5 および図 2.7 に、主な物性値を表 2.6 に示す。膨潤評価式に用いる物性値は、表 2.1 から 2.3 で示したものである。それぞれの材料に対する水分特性曲線および水分拡散係数を図 2.8、図 2.9 に示す。最大膨潤応力は、膨潤評価式より乾燥密度と温度の関数として図 2.10 のように表

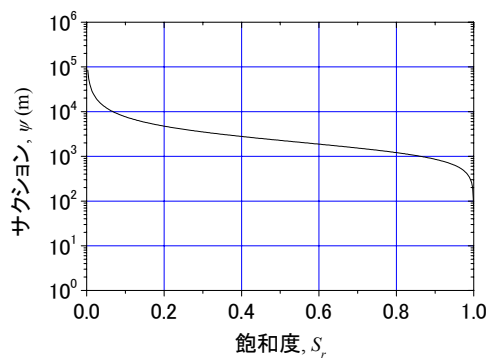
される．不飽和膨潤応力に関する関数 F は、表 2.4 (e) を用いた．すなわち、

$$F = 2\sigma_{sw\max}(1 - S_r) \frac{\partial S_r}{\partial \psi} \quad (2.58)$$

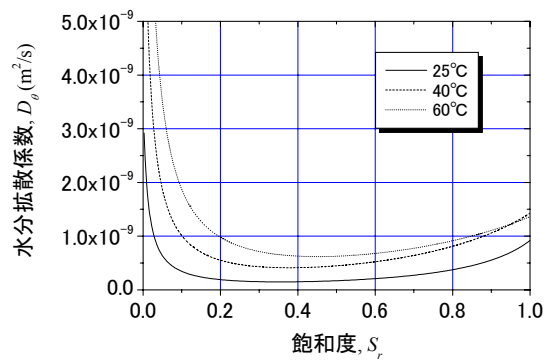
である．ただし、試験(b)については、表 2.4 に示した (a) ～ (e) に対して解析を行った．

ベントナイトは、不飽和状態でサクションが非常に大きい値を示すことが特徴である．ケイ砂混合体は、主に施工性の向上のためにベントナイトにケイ砂を混合したものであり、締固め特性が有利であること以外にベントナイト単体と大きな違いはないとされている²²⁾．

試験は、ベントナイトクニゲル V1 を用いた等温試験が 3 ケース((a)小型供試体、初期含水比 0.5%、(b)小型供試体、初期含水比 9.0%、(c)大型供試体、初期含水比 10.0%)と(d)ケイ砂混合体を用いた温度勾配浸潤試験が 1 ケースである．等温試験(a)は、浸潤試験として行われており、膨潤応力の測定はなされておらず、水分分布の経時変化が同条件で行われた複数の供試体で行われている．ここではこのデータを用いて浸潤解析の検証を行った．等温試験(b)および(c)の主な相違は、供試体寸法と浸潤圧力であり、これらによる膨潤応力の発現の違いの評価を行った．温度勾配浸潤試験(d)は、実際の処分に近い条件での膨潤のメカニズムを評価するために行われている．

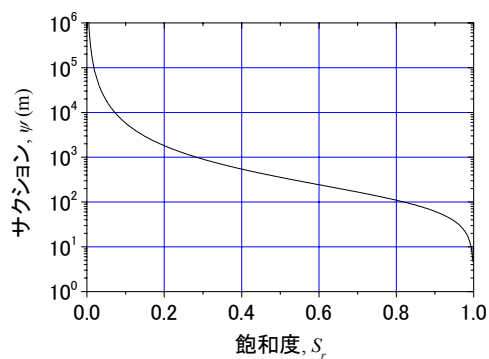


(a) 水分特性曲線

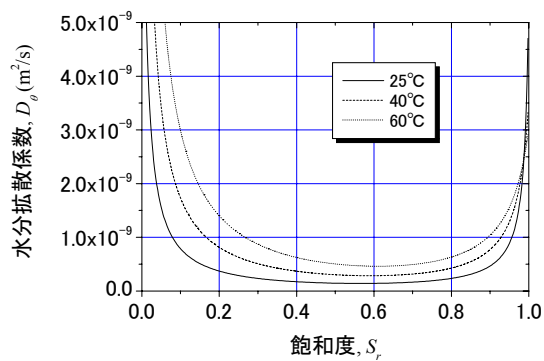


(b) 水分拡散係数

図 2.8 ベントナイトクニゲル V1 の水分特性曲線および水分拡散係数

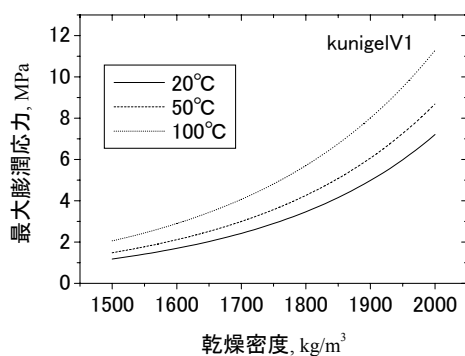


(a) 水分特性曲線

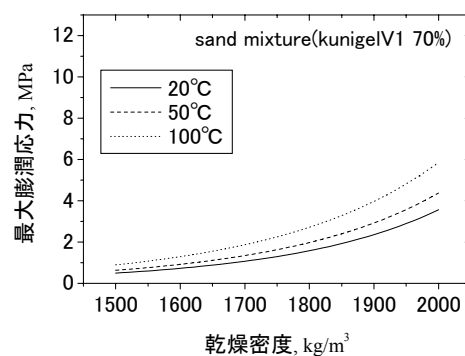


(b) 水分拡散係数

図 2.9 ケイ砂混合体の水分特性曲線および水分拡散係数



(a) クニゲル V1



(b) ケイ砂混合体

図 2.10 クニゲル V1 およびケイ砂混合体の最大膨潤応力

表 2.6 材料物性

		ベントナイトクニゲル V1	ケイ砂混合体
乾燥密度 [g/cm ³]		1.8	1.6
弾性係数 [MPa]		1140.0-55.64w	58.74-1.87 w
ポアソン比 [-]		0.3	0.3
固有透過度 K [m ²]		4.2×10^{-21}	1.4×10^{-20}
Van Genuchten パラメータ	θ_s [-]	0.333	0.403
	θ_r [-]	0.000	0.000
	α [1/m]	6.0×10^{-4}	8.0×10^{-3}
	n [-]	2.5	1.6
水分拡散係数 [cm ² /s] $D_\theta = \frac{a_1(\theta - \theta_s)}{(\theta - b_1)(b_1 - \theta_s)} + \frac{a_2\theta}{b_2(\theta - b_2)}$	a_1	$1.76 \times 10^{-8}T - 3.04 \times 10^{-7}$	$2.99 \times 10^{-8}T - 3.78 \times 10^{-7}$
	a_2	$-1.48 \times 10^{-7}T + 2.98 \times 10^{-6}$	$-1.50 \times 10^{-8}T + 1.49 \times 10^{-7}$
	b_1	-3.68×10^{-3}	-2.49×10^{-3}
	b_2	$5.22 \times 10^{-3}T + 2.68 \times 10^{-1}$	$5.59 \times 10^{-4}T + 3.93 \times 10^{-1}$
温度勾配水分拡散係数 D_T [m ² /s/K]		2.0×10^{-12}	7.0×10^{-12}
熱伝導率 λ_m [W/m/K]		$5.58 \times 10^{-1} + 6.17 \times 10^{-2}w$ $-5.28 \times 10^{-4}w^2 - 9.67 \times 10^{-6}w^3$	$4.44 \times 10^{-1} + 1.38 \times 10^{-2}w$ $+6.14 \times 10^{-3}w^2 - 1.69 \times 10^{-4}w^3$
比熱 c [kJ/kg/K]		$(32.3 + 4.18w)/(100 + w)$	$(34.1 + 4.18w)/(100 + w)$
線膨張係数 [1/K]		1.0×10^{-4}	1.0×10^{-4}

w: 含水比, T: 温度 [°C]

有限要素法によるメッシュは、1次元モデルとし、鉛直方向に高さ1mmで100要素(試験ケース(c), (d))および高さ1mmで20要素(試験ケース(a), (b))とした。境界条件は、上端および下端を圧力水頭固定、他端を不透水とした。側面はスライド境界で不透水、断熱とした。初期条件は、温度は等温試験では25℃、温度勾配浸潤試験では30℃とし、表2.5で示した初期含水比に対応した初期圧力水頭を与えた。

等温試験(a)の計算結果を図2.11に示す。この試験は緩衝材中の不飽和水分拡散係数を求めるために行われており、体積含水率分布の経時変化の比較を行う。同図より、本モデルは緩衝材中の水分移動過程を精度良く再現できることがわかる。

また、等温試験(b)の計算結果のうち、鉛直方向の膨潤応力の変化を図2.12に示す。各々の記号は、表2.4に示す関数 F に対応している。実験値と比較すると、関数 F は(a)や(e)のような飽和度に対して上に凸のようなモデルがより実験結果を再現していると言える。すなわち、浸潤初期において膨潤が卓越していることを意味している。式(2.44)より求めた初期状態の膨潤応力は試験に比べやや大きい値となっているが、膨潤応力の発現過程は良く表現できていると考えられる。

等温試験(c)の膨潤応力の変化を図2.13に示す。試験(b)と同様、解析結果と試験結果は良く一致していると言える。また同図より、図2.12と比較してスケールによる膨潤応力の相違は見られないことがわかる。図2.14、図2.15は試験(c)における各時間の体積含水率分布および乾燥密度分布の計算値を示したものである。乾燥密度は初期乾燥密度に対する比で表している。浸潤の初期において、浸潤面側が膨潤により乾燥密度が低下し、逆に浸潤面から遠いところで圧縮されて乾燥密度が上昇している様子がわかる。そして飽和後の乾燥密度は再び一様となる。しかし飽和に至るまでを通して、乾燥密度の分布の偏りは0.2%程度に過ぎず、膨潤過程での密度分布変化は起こるものの、その値は非常に小さいと言える。

図2.16は温度勾配浸潤試験(d)の各時間の体積含水率および温度の分布の計算値である。本試験では初期温度30℃で、浸潤側と反対側の端部の温度を40℃に上昇することで温度勾配による高温側の水分の低下が見られる。この試験では水分の分布は測定されていないが、このような傾向は、他の温度勾配浸潤試験の結果と一致している²³⁾。図2.17は鉛直応力および高温側、中央、低温側における水平応力の計算値および実測値の時間変化を表している。鉛直方向は浸潤方向と一致し、浸潤面と反対側の端部において測定されている。水平方向応力はカラムの側壁部で測定されている。鉛直応力は計算値と実験値で良く一致している。一方、水平応力は膨潤と共に増加する傾向は計算でも表現できているが、初期の複雑な挙動は再現されていない。これは、供試体作製時の不均一性(密度のばらつき)の影響の他、膨潤応力の異方性に起因するものと思われる。しかし、その後の膨潤によりカラム側面へ与える力の増加割合は実測値と良く一致しており、提案する膨潤応力モデルは、水平方向応力に対しても評価可能であると言える。浸潤時に緩衝材内で応力の不均一性が生じることがこれまでにも言われてきた²¹⁾が、この現象は緩衝材ブロックの隙間の封鎖に深く関わるため非常に重要である。

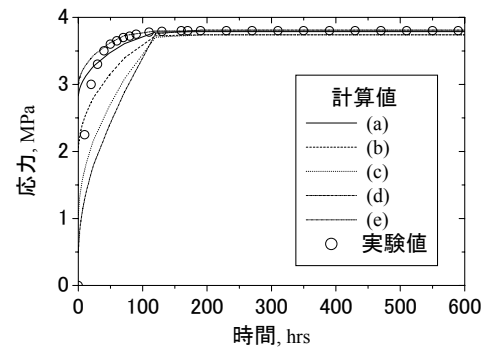
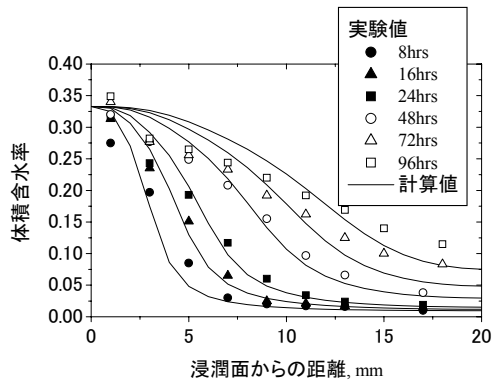


図 2.11 等温試験(a)における体積含水率の分布 図 2.12 等温試験(b)における膨潤応力変化

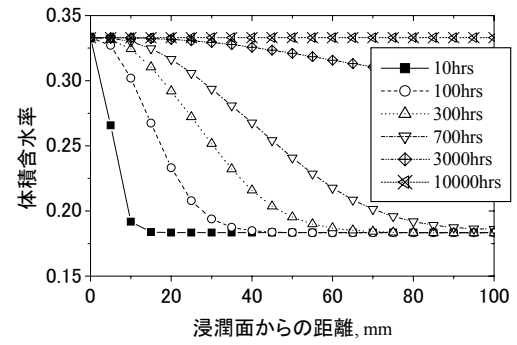
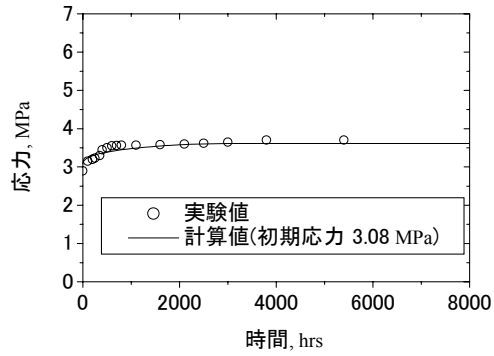


図 2.13 等温試験(c)における膨潤応力変化 図 2.14 等温試験(c)における体積含水率分布

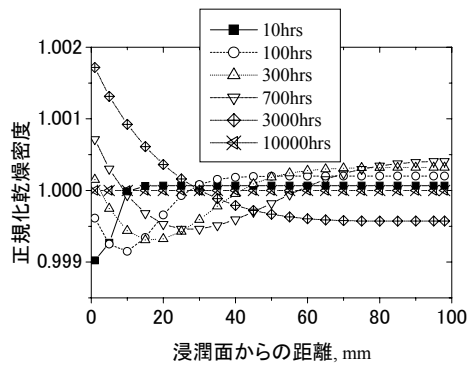


図 2.15 等温試験(c)における乾燥密度の分布

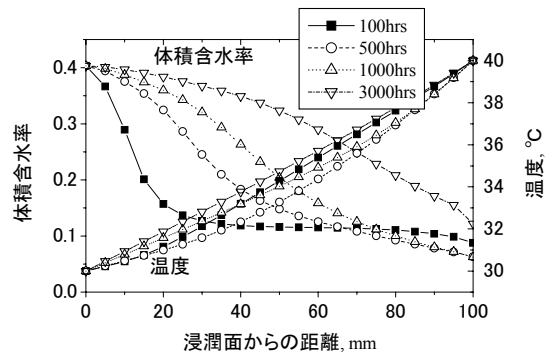


図 2.16 温度勾配試験(d)における体積含水率分布および温度分布

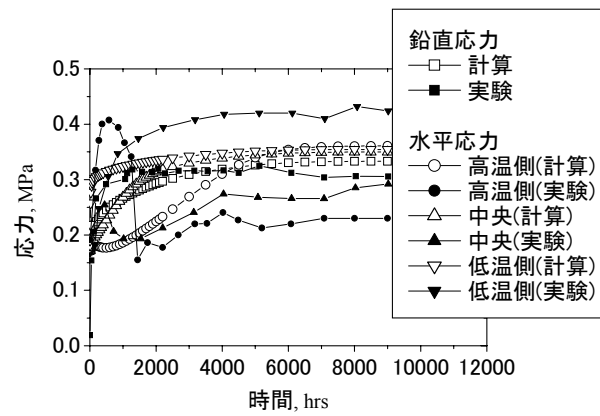


図 2.17 温度勾配試験(d)における各点の応力変化

2. 6 本章のまとめ

本章では、緩衝材の冠水時の膨潤特性を理論的に表現するためのモデル化を行った。飽和時の膨潤応力は、小峯の提案している膨潤評価式を取り入れることで、乾燥密度や温度に依存する膨潤応力の影響を熱-水-応力連成モデルに反映することができた。同時に、膨潤評価式では、陽イオン交換容量や間隙水のイオン濃度の影響を再現できるため、緩衝材の変質や地下水組成の影響をモデル化することができる。特に、地下水が海水起源である場合には、塩濃度が高く、純水と比べて膨潤性能が大きく異なることから、このようなモデルは非常に有用である。

廃棄物の定置後数百年は緩衝材が不飽和であり、また廃棄体からの放熱の影響も残っている。この時期の熱-水-応力連成現象に膨潤評価式を取り入れるために、不飽和領域の膨潤性のモデルを新たに提案した。このモデルでは、乾燥密度や温度から決定される飽和時の膨潤応力(最大膨潤応力)と飽和度から膨潤応力が一意に決定されるという考え方に基づいており、複数の室内実験からその適用性が確認された。本来、飽和度に対するヒステリシスの影響が存在すると考えられるが、ベントナイトに対するヒステリシスのメカニズムは不明確であるので、考慮しなかった。このモデルでは、初期膨潤応力が存在することになる。初期膨潤応力は、圧縮ベントナイト緩衝材の製作時において与えられる締固め応力によって与えられ、内部に蓄えられたエネルギーが水分の吸収によって解放されて発生することを示している。締固めた緩衝材に対する膨潤応力は水の浸潤初期において大きく発生することが、室内試験、原位置試験を問わず得られていることから、このモデルの妥当性が伺える。

参考文献

- 1) 小峯秀雄: 高レベル放射性廃棄物処分におけるベントナイト粘土の役割と技術開発動向, 粘土科学, 第41巻, 第4号, pp.182-189, 2002.
- 2) Komine, H. : Evaluation of swelling the exchangeable cations compositions of bentonite and its applicability, Proc. of the 15th Int. Conf. on Soil Mechanics and Geotechnical Engineering, Vol. 3, pp.1981-1984, 2001.
- 3) Noorishad, J., Tsang, C-F, Witherspoon, PA.: Coupled thermal-hydraulic-mechanical phenomena in saturated fractured porous rocks: numerical approach, *J. Geophys. Res.*, 89, 10365-73, 1984.
- 4) Ohnishi, Y., Shibata, H. and Kobayashi, A. : Development of finite element code for the analysis of coupled thermo-hydro-mechanical behavior of a saturated-unsaturated medium. In: Tsang C-F. editor, *Coupled processes associated with nuclear waste repositories*, Academic Press, Orlando, pp.551-557, 1987.
- 5) Ohnishi, Y. and Kobayashi, A. : THAMES. In: Stephansson, O., Jing, L. and Tsang, C-F. editors, *Coupled thermo-hydro-mechanical processes of fractured media*, vol. 79, Elsevier: Developments in Geotechnical Engineering, pp. 545-553, 1996.
- 6) 千々松正和, 谷口航, 鈴木英明, 西垣誠: 熱-水-応力連成モデルを用いた高レベル放射性廃棄物の地層処分におけるニアフィールド評価, 土木学会論文集, No.687/III-56, pp. 9-25, 2001.
- 7) Philip, J.R. and de Vries, D.A. : Moisture movement in porous materials under temperature gradient, Transactions, *American Geophysical Union*, Vol. 38(2), pp. 229-237, 1957.
- 8) de Vries, D.A. and Afgan, N.H. : *Heat transfer in soils, heat and mass transfer in the biosphere, advances in thermal engineerings*, 3, John Wiley & Sons Inc., 1975.
- 9) 中野政詩: 土の物質移動学, 東京大学出版会, 1991.
- 10) 鈴木英明, 千々松正和, 藤田朝雄, 中野政詩: 不飽和圧縮ベントナイトの水分移動パラメータに関する考察, 土木学会論文集, No.701/III-58, pp.107-120, 2002.
- 11) 動力炉・核燃料開発事業団: 地層処分研究開発の現状, PNC TN1410 94-094, 1994.
- 12) 小峯秀雄, 緒方信英: 高レベル放射性廃棄物処分のための緩衝材・埋戻し材の膨潤評価式の提案ー砂とベントナイトの配合割合およびベントナイト中の陽イオンの種類・組成の影響ー, 電力中央研究所研究報告 U99013, 1999.
- 13) 八幡敏雄: 土壌の物理, 東京大学出版会, 1975.
- 14) Hillel, D. : *Environmental soil physics*, Academic Press, 1998.
- 15) Noorishad, J. and Tsang, C-F.: Coupled thermohydro-elasticity phenomena in variable saturated fractured porous rocks – Formulation and numerical solution. In: Stephansson, O., Jing, L. and Tsang, C-F. editors, *Coupled thermo-hydro-mechanical processes of fractured media*, Developments in Geotechnical Engineering., Vol.79, pp. 93-134, 1996.

- 16) Nguyen, T.S.: DECOVALEX II T-H-M in-situ experiment at the Kamaishi Mine, Japan. Report on Task 2C: Prediction of T-H-M response of bentonite and rock mass, Technical Report Atomic Energy Control Board, Canada, 1999.
- 17) Chijimatsu, M., Fujita, T., Kobayashi, A. and Nakano, M.: Experiment and validation of numerical simulation of coupled thermal, hydraulic and mechanical behaviour in the engineered buffer materials, *Int. J. Num. Anal. Meth. Geomech.*, Vol.24, pp. 403-424, 2000.
- 18) George, A. and Liu, J. W. : Computer solution of large sparse positive definite systems, Prentice-Hall, New Jersey, 1981.
- 19) <http://netlib.org/>
- 20) 千々松正和, 谷口航 : 熱-水-応力連成モデルを用いたニアフィールド解析評価, 核燃料サイクル開発機構, JNC, TN8400 99-014, 1999.
- 21) 鈴木英明, 千々松正和, 藤田朝雄 : 温度勾配による緩衝材内の水分移動と膨潤応力の測定, 核燃料サイクル開発機構, JNC, TN8400 99-020, 1999.
- 22) 核燃料サイクル開発機構 : わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性—地層処分研究開発第2次取りまとめ—, JNC TN1400 99-020, 1999.
- 23) ENRESA : FEBEX project final report, Publicaciones tecnica 1/2000, 2000.

第3章 連成現象に関わる影響評価

3.1 概要

第1章で示したように、高レベル放射性廃棄物の地層処分において廃棄体定置直後のニア・フィールドでは複雑な連成現象が生じるが、これらの現象は岩盤や緩衝材の物性値に依存する。また、それぞれの現象の相関強度を評価することも複雑な相互作用の解明の上で必要である。本章では、高レベル放射性廃棄物の地層処分において、岩盤や緩衝材の材料特性による熱－水－応力連成現象の違いを明らかにするための感度解析と共に、連成解析、非連成解析による各現象の相関強度の評価を行う。感度解析では、緩衝材としてベントナイトクニゲル V1 およびクニゲル V1 とケイ砂の混合体(ケイ砂混合体)を用いることで、緩衝材の種類による連成現象の違い、締固めエネルギーの影響、周辺岩盤の透水性の影響を対象に検討を行った。

一方、周辺岩盤では処分坑道の掘削に伴って低下していた地下水位が徐々に回復するが、岩盤の透水性が低い場合、緩衝材の高いサクションによって岩盤中の地下水が引っ張られ、岩盤が不飽和になる可能性がある。岩盤の不飽和化は処分パネル全体の透水性の低下の要因となり、ひいてはファール・フィールドの地下水流れにも影響を及ぼすと考えられる。また、処分パネルは廃棄体の発熱のため周辺岩盤より高温になることから、地下水温の差による対流への影響の検討も必要である。このようなファール・フィールドに対するニア・フィールドの影響を考慮するために、本章ではニア・フィールドとファール・フィールドの連成現象の相互作用に対しても検討を行う。図 3.1 は処分パネルの幾何学的配置を平面図で示したものである。パネルは微視的には処分孔が周期的に配置した構造となっており、巨視的には平均的な物性を持った均質なパネルと仮定することができる。したがって、ニア・フィールドからファール・フィールドへの掛け橋として、均質化した処分パネルの透水性、熱伝導率およびニア・フィールドから発生する熱量を用いる。すなわち、ニア・フィールドの熱－水－応力連成解析からパネル全体の均質化透水係数テンソル、均質化熱伝導率テンソルおよび発熱量を求め、ファール・フィールドの熱－水連成解析へ受け渡す。一方、ファール・フィールドからニア・フィールドへの影響は解析の煩雑さのため省略したが、ニア・フィールドの連成現象は境界条件に依存することから、このプロセスは今後の課題としている。また、ファール・フィールドでは応力(変形挙動)の影響は小さいことから無視できると考えられるが、一方、地下水温分布は広域地下水流れにおいて重要な役割を果たす^{1),2)}ため、熱－水連成現象として扱っている。

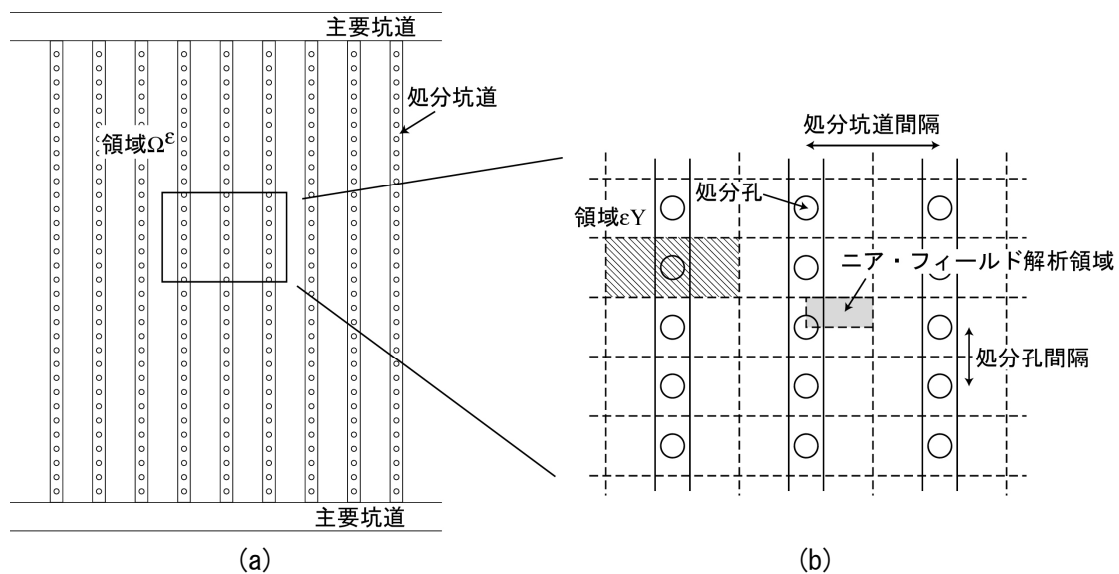


図3.1 廃棄体処分パネルの(a)巨視構造と(b)微視構造

3.2 ニア・フィールドの解析モデル

図 3.1 のように処分パネルを微視的に捉えると、処分孔が周期的に定置していることから、岩盤の不均一性を考慮しなければ、各処分坑道近傍での物理的挙動も基本的には周期的になると考えられる。すなわち、一つの処分坑道の持つ占有領域に対する連成挙動を評価することで、処分パネル全体の環境の評価が可能と考えられる。そこで、一つの処分孔の占有領域を図 3.2 のようにモデル化した。ただし、一つの処分孔の占有領域も処分坑道長手方向と長手方向と垂直な水平方向に対して対称であるので、さらに $1/4$ のみを解析対象としている。

図 3.2 のモデルでは、処分坑道間隔は 10 メートルに、処分孔間隔は 4.4 メートルに設定する。これは、硬岩に堅置き方式で処分する際の現在の指針に基づいている³⁾。領域高さは温度や飽和度がほとんど影響されないように、60 メートルに設定している。緩衝材に比べ岩盤は非常に硬いため、膨潤応力などのニア・フィールドの廃棄体定置後の力学現象はこの境界設定にはほとんど影響されない。

境界条件は、上下端で水頭および温度を固定し、他の境界で断熱、不透水とする。また、全ての境界でスライド境界としている。これらの設定条件は水平方向に処分孔が一定間隔で配置されるという条件を満たすように与えている。解析の初期条件は廃棄体定置直後を想定し、岩盤部で 500 メートルの全水頭を与え、緩衝材の含水比は最適含水率付近(緩衝材の種類や初期乾燥密度によって異なる)、埋め戻し材の含水比 23%(飽和度 0.92)とする。本来、処分坑道および処分孔の掘削に伴い岩盤での水位が低下しているため、廃棄体定置直後は一様な水頭でないが、ここでは広域的な地下水位低下はないものと仮定する。このように仮定すれば、岩盤は飽和しているため埋め戻し後の水位の回復は連成現象に比べて早く、例えば後述するグリムゼル試験場での連成試験⁴⁾の場合、数 100 日程度で水位はほぼ回

復している．また，ベントナイトはサクションが高く， 10^4 メートル程度になることもあることから，岩盤の初期水位の低下の圧力水頭としての割合は小さく，これが解析に与える影響は小さいと考えられるため，本研究では岩盤に一樣な初期水位を与えている．一方，温度は全領域で 30°C とする．廃棄体からの発熱量は放射性崩壊に伴い減少する．ここでは，**図 3.3** のように与える．これは，ガラス固化体の冷却時間を 50 年とした時に対応する³⁾．

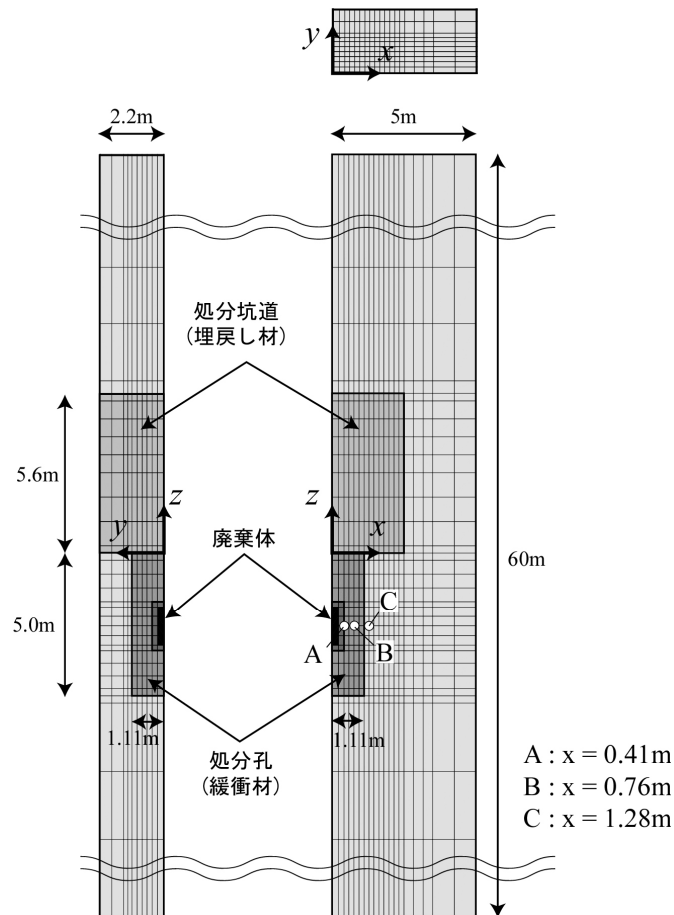


図 3.2 ニア・フィールドの解析メッシュ

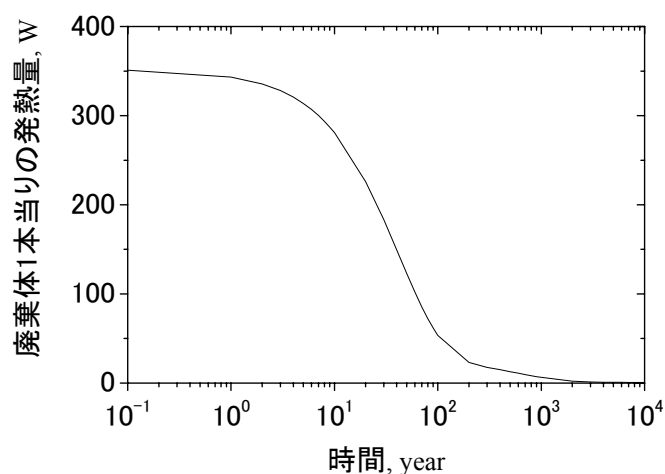


図 3.3 廃棄体からの発熱量

表 3.1 解析ケース(Case1 および Case4 に対し, THM, TH, HM, T, H 解析)

	緩衝材	初期乾燥密度	初期含水比	岩盤の固有透過度	検討項目
Case1	ケイ砂混合体*	$2.0 \times 10^3 [\text{kg}/\text{cm}^3]$	10%	$1.0 \times 10^{-18} [\text{m}^2]$	基本ケース
Case2		$2.0 \times 10^3 [\text{kg}/\text{cm}^3]$	10%	$1.0 \times 10^{-16} [\text{m}^2]$	岩盤透水性
Case3		$1.6 \times 10^3 [\text{kg}/\text{cm}^3]$	17%	$1.0 \times 10^{-18} [\text{m}^2]$	乾燥密度
Case4	クニゲル V1	$1.8 \times 10^3 [\text{kg}/\text{cm}^3]$	15%	$1.0 \times 10^{-18} [\text{m}^2]$	緩衝材種類

*クニゲル V1 にケイ砂を 30wt%混合したもの

3. 3 物性値および解析ケースの設定

緩衝材および岩盤の物性値を変えて、連成現象に与える影響を調べるために、表 3.1 に示す解析ケースを設定した。Case1 を基本ケースとし、緩衝材としてケイ砂混合体を用いた。基本ケースでは、初期乾燥密度を $2.0 \times 10^3 \text{kg}/\text{m}^3$ となるように設定し、その時の最適含水率付近である含水比 10%を初期値とした。また、周辺岩盤は均質な連続体と仮定し、固有透過度を $1.0 \times 10^{-18} \text{m}^2$ とした。Case2 は、岩盤の透水性を 2 オーダー大きくし、岩盤の透水性の影響を検討項目とした。Case3 は緩衝材の乾燥密度を検討項目とし、初期乾燥密度 $1.6 \times 10^3 \text{kg}/\text{m}^3$ およびその時の最適含水比である 17%を与えた。Case4 は緩衝材の種類(ベントナイト/砂混合比)を変更している。最適含水比は、文献³⁾を参考にしており、Case1, Case2 および Case4 では成型圧力 20MPa の静的締固め試験の値に対応し、Case3 は標準締固め試験で得られた値(標準締固めエネルギー)に準拠している。

また、Case1 および Case4 に対して、熱-水-応力連成解析(THM)、熱-水連成解析(TH),

水一応力解析(HM), 熱解析(T), 水解析(H)を行い, 連成現象の効果について検討する. Case1の熱一水連成解析を Case1-TH などと呼ぶこととする.

その他の緩衝材の物性値は, 乾燥密度に対応する値を設定した. 固有透過度は, ケイ砂混合率に関係なく, 乾燥密度の関数として以下の式で表される³⁾.

$$K = \exp(-42.1 + 1.1447\rho_d - 2.1232\rho_d^2) \quad (3.1)$$

ただし, $\rho_d[\text{g}/\text{cm}^3]$ は乾燥密度, $K[\text{m}^2]$ は固有透過度である. 図 3.4 にそれらの関係を示す.

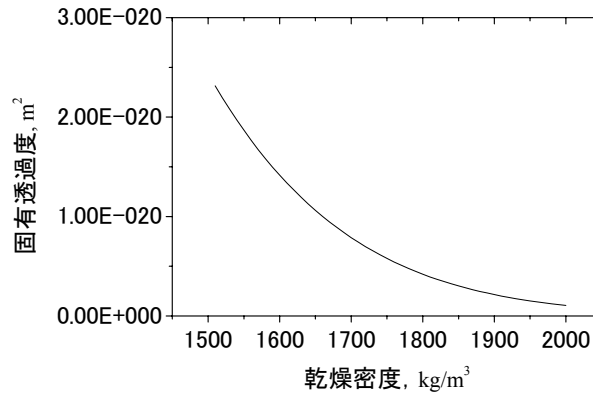


図 3.4 緩衝材の乾燥密度と固有透過度の関係式

水分拡散係数 D_{θ} は, ベントナイトクニゲル V1 およびケイ砂混合体に対して, それぞれ乾燥密度 $1.8 \times 10^3 \text{kg}/\text{m}^3$, $1.6 \times 10^3 \text{kg}/\text{m}^3$ の時の値が取得されており⁵⁾, さらに,

$$(D_{\theta})_{ij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} = r_k \frac{\rho_w g K_{ij}}{\mu_w} \quad (3.2)$$

のような関係式から, 水分特性曲線($\theta \sim \psi$)および比透水係数 r_k が乾燥密度に依存しないと仮定すると, 水分拡散係数は固有透過度に比例する形となる. 固有透過度は, 式(3.1)から乾燥密度の関数として求まるため, これらを考慮して, 乾燥密度 $2.0 \times 10^3 \text{kg}/\text{m}^3$ の水分拡散係数を同定する. ただし, 温度勾配水分拡散係数については十分な材料物性が採られていないので, 水分拡散係数と同様に固有透過度に比例する形とする. 実際には, 水分特性曲線は乾燥密度の関数であるが, データが得られていないため, ここでは同じ関数を用いている. その他の物性は, 表 2.1~2.3, 表 2.6 で示した物性値を用いた. ただし, 線膨張係数は解析が複雑になることや熱応力は線形的であるため比較的良く検討が行われていることから, ここでは考慮しなかった. 不飽和膨潤応力に関する関数 F は表 2.4(e)を用いた.

表 3.2 ベントナイト以外の物性値

		岩盤	廃棄体
単位体積重量[kg/m ³]		2670	7000
ヤング係数[MPa]		3700	剛体
ポアソン比[-]		0.25	
固有透過度		表 3.1	不透水
VG パラメータ	$\theta_s[-]$	5.0×10^{-3}	
	$\theta_r[-]$	0	
	$\alpha[1/m]$	8.0×10^{-3}	
	$n[-]$	1.6	
比透水係数[-]		$S_e^{1/2} \left(1 - \left(1 - S_e^{1/m} \right)^m \right)^2$	
温度勾配水分拡散係数		考慮しない	
熱伝導率[W/m/K]		2.8	200
比熱容量[kJ/kg/K]		1.0	0.4
線膨張係数[1/K]		考慮しない	

また、周辺岩盤および廃棄体の物性値は表 3.2 のように与えた。

3. 4 解析結果

3. 4. 1 物性値の連成現象への影響

図 3.5 に Case1-THM(基本ケース)の解析結果を示す。温度および飽和度の観測点は、図 3.2 に示した A, B, C の点とし、応力の観測点は、廃棄体および岩盤の緩衝材と接する要素とする。観測点 A, B は緩衝材中に位置し、A は廃棄体側、B は緩衝材中央である。観測点 C は緩衝材に近接する岩盤内の点である。温度は、全ての観測点で一度上昇し、その後低下する。このような温度変化は主に図 3.3 で示した廃棄体からの発熱量に依存するが、温度のピークの値などは緩衝材や周辺岩盤の熱特性にも依存する。また、時間と共に周辺岩盤からの地下水の浸潤に伴い飽和に至るが、廃棄体定置直後では、廃棄体に近い観測点 A で飽和度の低下が生じ、緩衝材が乾燥することがわかる。また、緩衝材に隣接する岩盤内の点 C は、初期状態で飽和しているが、緩衝材のサクションにより地下水が引っ張られ、一度不飽和に移行している。応力に関しては、主に膨潤応力によるものであるが、飽和に至る過程で徐々に上昇する。このような現象は、既往の実験および解析の結果と一致するものである。

図 3.6 は、Case2-THM の解析結果を Case1-THM(基本ケース)と比較して示したものであ

る。岩盤の透水性の違いによる再冠水時間や最大温度への影響を検討項目としたが、再冠水時間がやや短い他は、解析ではほとんど変わらない結果が得られた。観測点 C において、周辺岩盤の不飽和化が見られなかったものの、緩衝材中の飽和度分布および温度分布にはあまり影響を与えないと言える。

図 3.7 は、Case3-THM の解析結果を同様に Case1-THM(基本ケース)と比較して示したものである。これは、緩衝材の締固めエネルギーがあまり確保できない場合を想定し、乾燥密度を小さく設定している。最適含水比も乾燥密度に応じて与えている。乾燥密度が小さいことから、透水性が大きくなり、地下水の浸潤時間が短くなっている。また、Case1-THM(基本ケース)に比べて初期の飽和度が大きいいため、熱伝導率が大きくなり、緩衝材中の温度は低くなっている。また、膨潤応力も非常に小さい値となっている。

図 3.8 に Case4-THM の解析結果を示す。これは、緩衝材をベントナイト単体としたケースである。ベントナイト単体の場合、最適含水比の時の飽和度が大きいことから、浸潤速度が大きく、温度は低くなる傾向が確認された。膨潤応力は初期状態で大きく発生しているため、その後の変化はほとんどない結果となった。ベントナイト単体を緩衝材として用いるより、ケイ砂を混合した材料を用いる方が施工性、経済性の面で有利とされており³⁾、熱特性や水理特性は、材料による違いはあまりないとされているが、乾燥密度や初期飽和度の違いが温度分布や浸潤速度に与える影響は無視できないといえる。

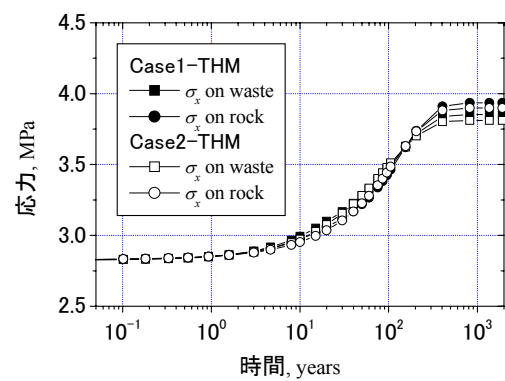
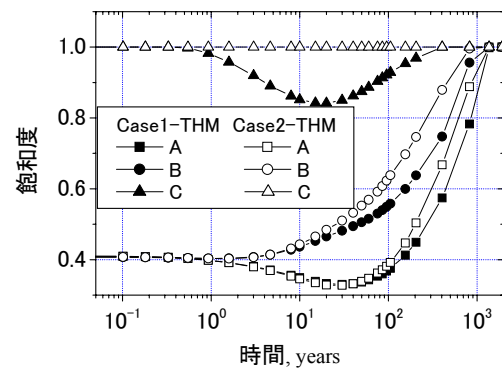
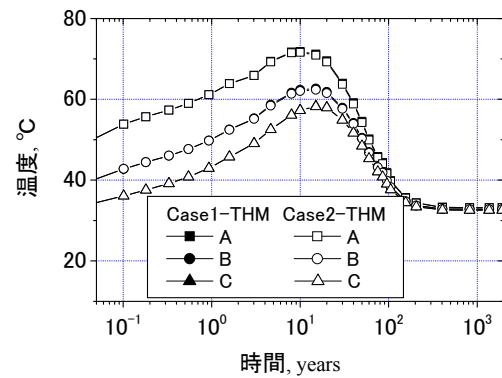
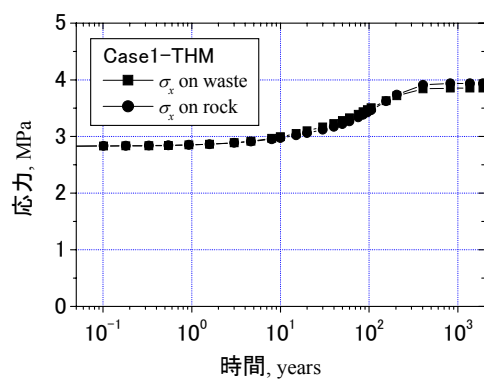
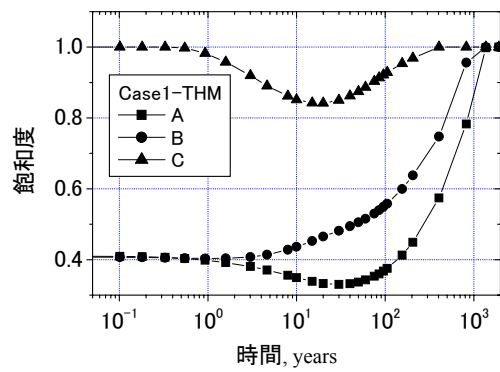
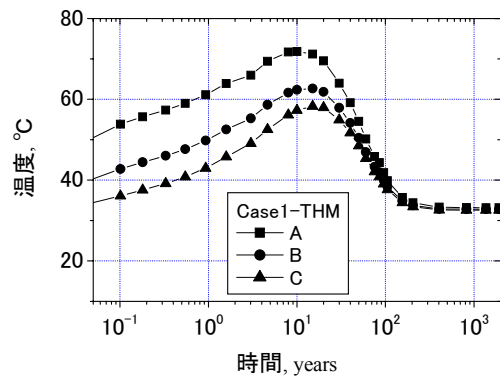


図 3.5 Case1-THM の解析結果(上：温度の経時変化，中央：飽和度の経時変化，下：廃棄体および岩盤に掛かる応力の経時変化)

図 3.6 Case2-THM の解析結果(上：温度の経時変化，中央：飽和度の経時変化，下：廃棄体および岩盤に掛かる応力の経時変化)

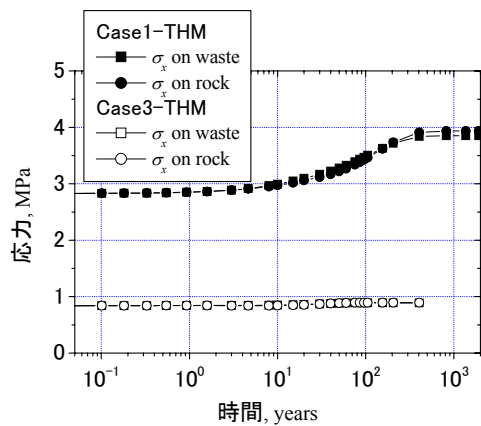
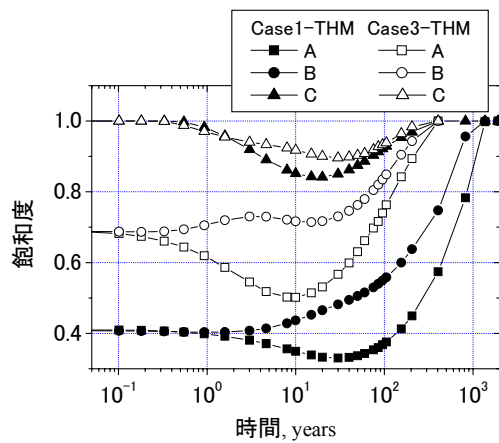
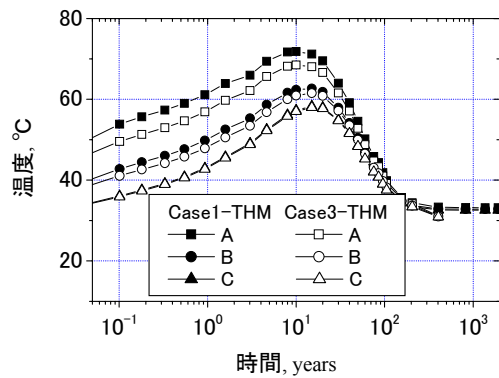


図 3.7 Case3-THM の解析結果(上：温度の経時変化，中央：飽和度の経時変化，下：廃棄体および岩盤に掛かる応力の経時変化)

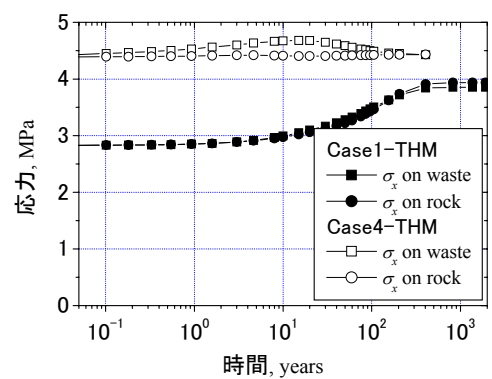
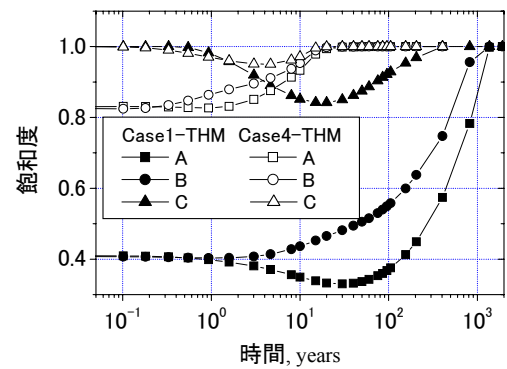
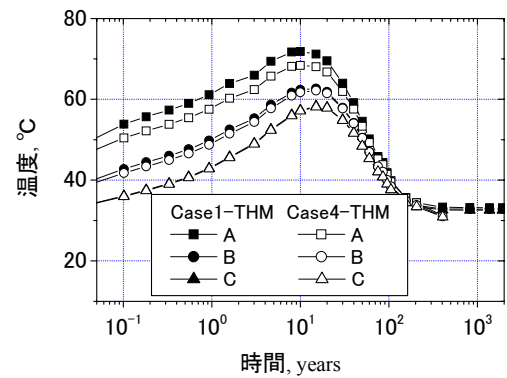


図 3.8 Case4-THM の解析結果(上：温度の経時変化，中央：飽和度の経時変化，下：廃棄体および岩盤に掛かる応力の経時変化)

3. 4. 2 連成現象と各現象の比較

熱－水－応力連成現象が、緩衝材や岩盤の物性値に依存することは前の小節でわかった。一方、各現象(熱的現象、水理的現象、力学現象)が他の現象に与える相互作用の影響の強弱についても考慮する必要がある。これは、処分場の設計や処分場閉鎖後の性能評価・安全評価の上でも、重要な現象と重要でない現象を整理する意味で、非常に重要である。ここでは連成解析の必要性について述べるために、前述の Case1 および Case4 に対して、連成解析を行うケース、単独のケースでその違いを比較する。解析ケースは、3. 3 で示したものである。すなわち、

Case1 に対して：Case1-T, Case1-H, Case1-TH, Case1-HM, Case1-THM

Case4 に対して：Case4-T, Case4-H, Case4-TH, Case4-HM, Case4-THM

である。ただし、Case1-THM, Case4-THM は、前小節で示したケースである。

図 3. 9 は、Case1-T の解析結果を Case1-THM の結果と比較したものである。温度の経時変化にほとんど差異は確認できない。廃棄体定置 10 年後くらいから若干温度が高くなっていくのは、飽和度が不変であることに拠るものであるが、その影響もごくわずかである。

図 3. 10 は、Case-H の解析結果を示したものである。緩衝材中の温度上昇がないため、廃棄体側の観測点 C における乾燥は見られないが、飽和に至るまでの時間はほとんど同じである。すなわち、温度勾配による廃棄体側から岩盤側への水分移動はないが、温度が上昇しないために透水性も連成解析よりも小さくなることから、それらが相殺されて最終的に同程度の浸潤時間になっているものと想定される。

図 3. 11 は、Case1-TH の温度および飽和度の経時変化である。Case1-THM と酷似した結果となった。これは、M→TH の影響すなわち水理特性や熱特性が変形特性にほとんど依存していないことを意味している。力学的挙動の影響として、式(3.1)のような透水性の密度依存性などが存在するが、膨潤変形などによる密度変化は極めて小さいためにこの影響が表れなかったと考えられる。

図 3. 12 は、Case1-HM の結果である。浸潤時間については、Case1-H とほぼ同じ結果となった。また、応力の経時変化も Case1-THM と大差ない結果となった。

図 3. 13 から図 3. 16 は、Case4 に対する結果である。ベントナイト単体に設定することにより、最適含水率の違い、すなわち初期飽和度の違いや、膨潤性、透水性等が異なるが、基本的には、Case1 と相違ない結果となった。ただし、Case4-H の飽和度の経時変化(図 3. 14)から浸潤時間が短くなっていることがわかる。Case1 では浸潤時間は連成、非連成でほぼ同じであったが、条件によって浸潤時間に差が見られることは連成解析の重要性を示唆している。

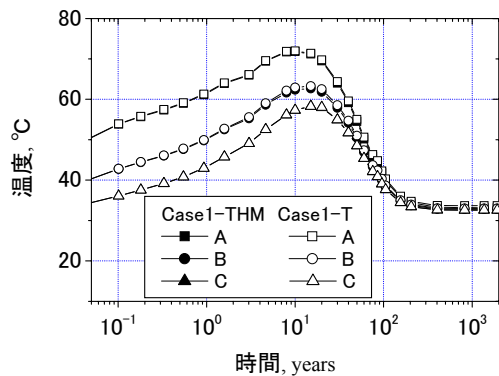


図 3.9 Case1-T の解析結果(温度の経時変化)

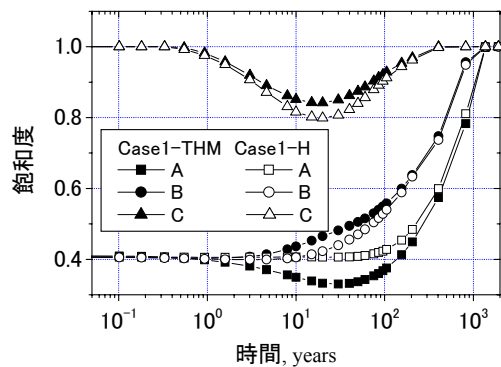


図 3.10 Case1-H の解析結果(飽和度の経時変化)

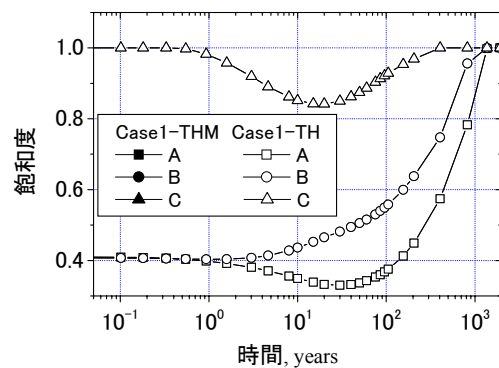
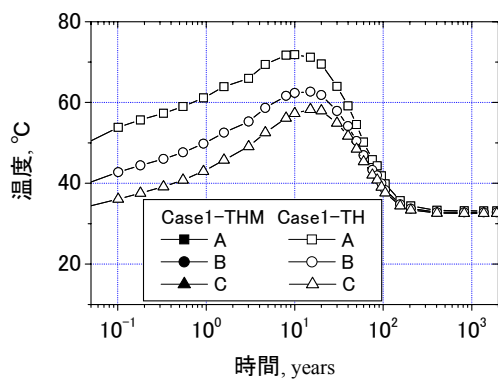


図 3.11 Case1-TH の解析結果(左：温度の経時変化，右：飽和度の経時変化)

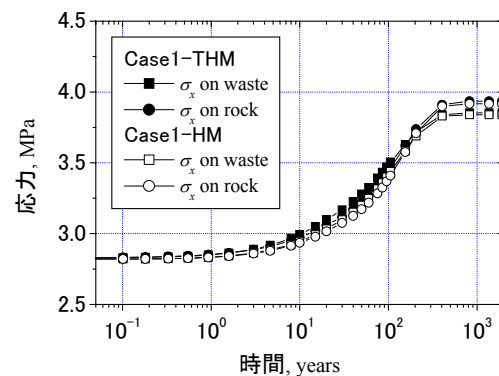
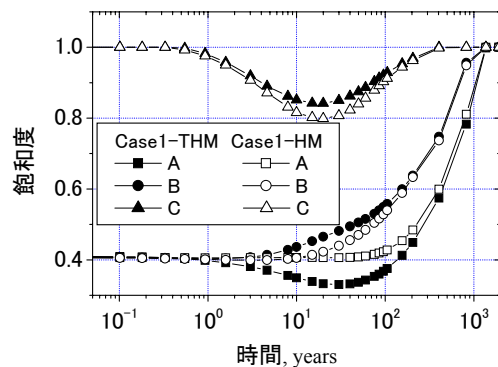


図 3.12 Case1-HM の解析結果(左：飽和度の経時変化，右：応力の経時変化)

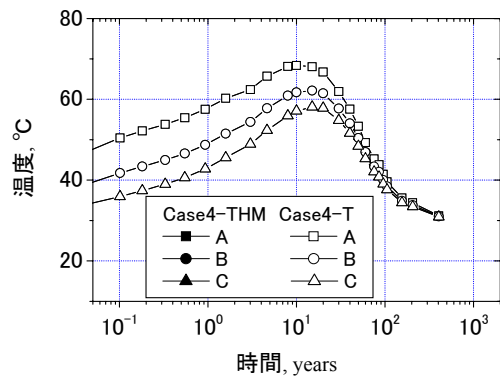


図 3.13 Case4-T の解析結果(温度の経時変化)

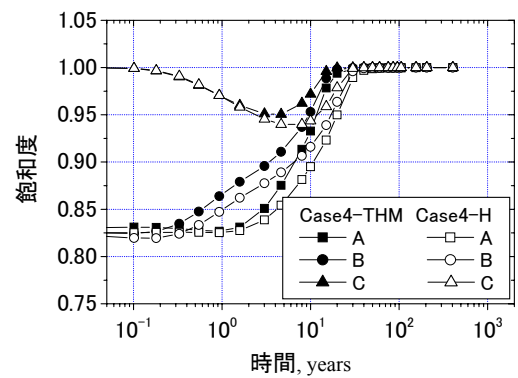


図 3.14 Case4-H の解析結果(飽和度の経時変化)

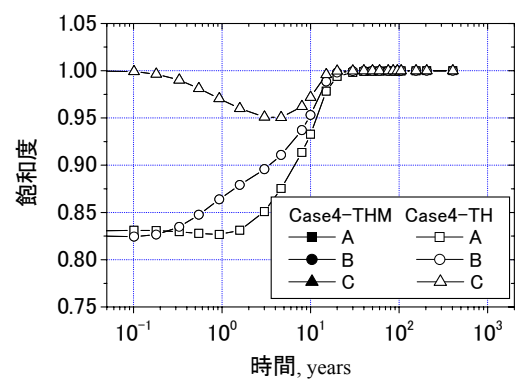
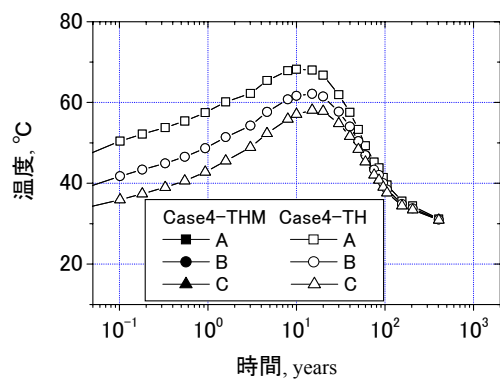


図 3.15 Case4-TH の解析結果(左：温度の経時変化，右：飽和度の経時変化)

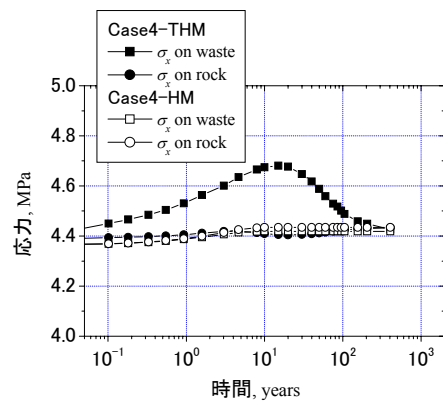
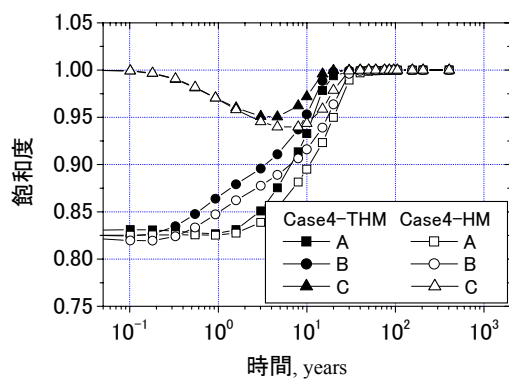


図 3.16 Case4-HM の解析結果(左：飽和度の経時変化，右：応力の経時変化)

3. 4. 3 ニア・フィールドの連成挙動のまとめ

緩衝材の物性値、岩盤の透水性の熱－水－応力連成現象に対する影響および各現象の連成現象の依存性について、パラメトリック・スタディにより検討を行った。これらの解析により得られた知見は以下のようである。

- 1) 緩衝材中の温度は廃棄体定置後、数十年のうちにピークを向え、その後低下する。
- 2) 緩衝材中の飽和度は、廃棄体近傍で数十年の間乾燥し、その後地下水の浸潤に伴い飽和に向かう。
- 3) 緩衝材中の温度は緩衝材の飽和度に大きく依存し、再冠水時間と密接な関係がある。すなわち、温度も緩衝材の種類や乾燥密度に影響される。
- 4) 廃棄体および周辺岩盤に掛かる応力は地下水の浸潤と共に膨潤応力の影響で大きくなる。また、応力は初期膨潤応力の影響が大きい結果となっている。
- 5) 不飽和の緩衝材中では、熱現象と浸透現象は相互に大きく影響を及ぼしあった現象である一方、力学現象が熱現象や浸透現象に与える影響は非常に小さい。しかし、力学現象は熱現象や浸透現象に大きく依存する。
- 6) 岩盤の透水性は、緩衝材の再冠水時間に影響を及ぼすが、その影響は比較的小さく、再冠水時間は主に緩衝材の種類や乾燥密度に依存する。

この中で、1)から 3)は既往の研究と同様の結果となっている。一方、4)は本研究で新たに提案した不飽和領域における膨潤応力の算定によって明らかになった知見である。また、5)、6)については、モデル化や本研究で与えた物性値に依存するところも多いと考えられる。例えば、緩衝材の熱伝導率は表 2.6 で示したように含水比のみの関数として表されているが、実際には乾燥密度にも依存することは明らかである。また、水分拡散係数の乾燥密度依存性や水分特性曲線の温度依存性など、連成に関わる重要なパラメータの取得がまだ十分でないことから、今後更なる実験的・解析的検討が必要であるといえる。

緩衝材に要求される性能は、表 1.1 のようにまとめられている⁹⁾。この中で、処分場近傍の熱－水－応力連成現象に直接的に関連する特性は、①止水性、②自己シール性、④熱伝導性である。しかし、第 2 章で述べたように膨潤応力は、ベントナイトの化学組成に依存していることから、化学的現象に関連する③核種移行遅延性、⑤化学的緩衝性、⑩長期健全性などは、膨潤性とも関わっているといえる。緩衝材に要求されるこれらの性能は、独立したものではなく、以上のように相互に作用し合った連成現象の中の性質に過ぎず、連成現象の正確な評価はやはり不可欠である。また、緩衝材の化学的性質の理解は極めて重要であり、第 5 章で熱－水－応力連成現象との関係について述べる。

3. 5 広域地下水流れへの影響

3. 5. 1 概要

ニア・フィールドの連成現象は広域地下水流れにも影響を受けるのは明らかである。図 3. 2 で示したニア・フィールドの解析モデルは、上下の境界を通じて広域(ファー・フィールド)の影響を受けており、逆にニア・フィールドの連成現象は同時にファー・フィールドへ影響を及ぼす。前節では、主に緩衝材内部の飽和度変化、温度変化、応力変化に着目してきた。この中で、岩盤の透水性の影響は緩衝材の冠水時間やピーク温度に対して比較的小さいという結果が得られた。透水性の検討のみで、周辺岩盤の影響が小さいと言い切ることはできないが、ここでは、比較的小さいと仮定し、ニア・フィールドの連成現象がファー・フィールドの広域地下水流れに与える一方向の影響について検討する。すなわち、図 3. 2 のモデルの上下の境界を介して、図 3. 17 で示す仮想の広域地下水流れ中に処分パネルを設置するファー・フィールドのモデルを設定する。ファー・フィールドのモデルは 2 次元とし、モデル中央の深度 500m の場所に 2km の処分パネルを設置している。このモデルは、国際共同プロジェクト DECOVALEX^{7),8)} フェーズ III のベンチマークテストのモデルに倣っている。処分パネルに対応する要素は、処分場のニア・フィールドの熱-水-応力連成現象のモデル(図 3. 2)の解析結果のうち、Case3-THM(表 3. 1)を反映する。Case3 を対象にしたのは、岩盤の不飽和化が一番顕著に表れていたためである(図 3. 7)。

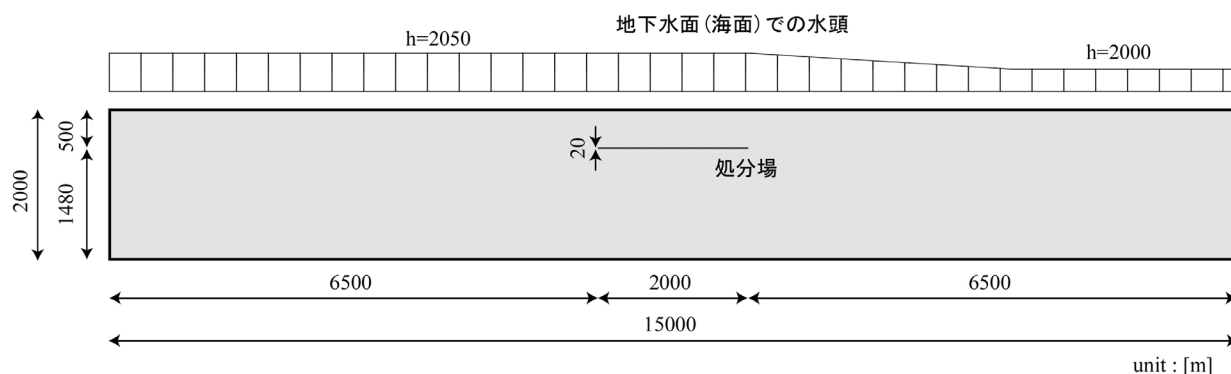


図 3. 17 広域地下水流動場(ファー・フィールド)の解析モデル

3. 5. 2 ファー・フィールドの連成モデル

広域地下水流れは、基本的に飽和状態でありポテンシャル流れと仮定することができるが、温度差がある場合は自然対流の影響を受けることから、熱－水連成現象とする。すなわち、ファー・フィールドにおける力学現象は無視できる。広域地下水流れの熱－水連成現象の支配方程式も基本的にはニア・フィールドの連成現象の支配方程式と同様であるが、密度流の影響を考慮し、以下のように与える^{2),9),10)}。

水の質量保存式

$$\left[\frac{\rho_w g K_{ij}}{\mu} \left\{ h_{,j} - \left(1 - \frac{\rho_w}{\rho_{w0}} \right) z_{,j} \right\} \right]_{,i} = 0 \quad (3.3)$$

熱エネルギー保存式

$$\frac{\partial \{(\rho c)_m T\}}{\partial t} + \{ \rho_w c_w v_i T - (\lambda_m)_{ij} T_{,j} \}_{,i} + Q^h = 0 \quad (3.4)$$

ここで、ダルシー流速 v_i は以下のように表される。

$$v_i = \frac{\rho_w g K_{ij}}{\mu} \left\{ h_{,j} - \left(1 - \frac{\rho_w}{\rho_{w0}} \right) z_{,j} \right\} \quad (3.5)$$

式(3.5)の第2, 3項が密度流、すなわち温度差による自然対流を表す項である。

上記の式(3.3), (3.4)を有限要素法により離散化したプログラム HFLOW2D¹⁰⁾を用い、図 3. 17 で示したモデルを計算した。境界条件は、地下水位を図 3. 17 に示したように固定し、他は不透水境界とした。底部境界は、文献¹¹⁾に基づき 0.078 W/m^2 の一定熱流量を与え、地下水面で温度を 10°C に固定した。処分場要素(高さ 20m に設定)からの発熱量は、ニア・フィールドの連成モデル Case3-THM の解析結果に基づき、図 3. 18 のように与える。同図はニア・フィールドのモデルから上下境界外に放熱される熱量の経時変化を廃棄体からの発熱量と共に示したものである。ただし、ファー・フィールドにおける処分場要素の高さを 20m としているため、図 3. 2 のニア・フィールドの解析モデルのうち、 $z=\pm 10\text{m}$ の境界からの放熱量の合計を表している。一方、初期条件は、左記の境界条件の下、処分場建設前の定常解析による結果を与えた。解析モデルにおいて、左端は地下水の分水嶺を、右側は海を想定しており、地形勾配に対応し地下水面勾配が緩やかに陸から海へ続いている。

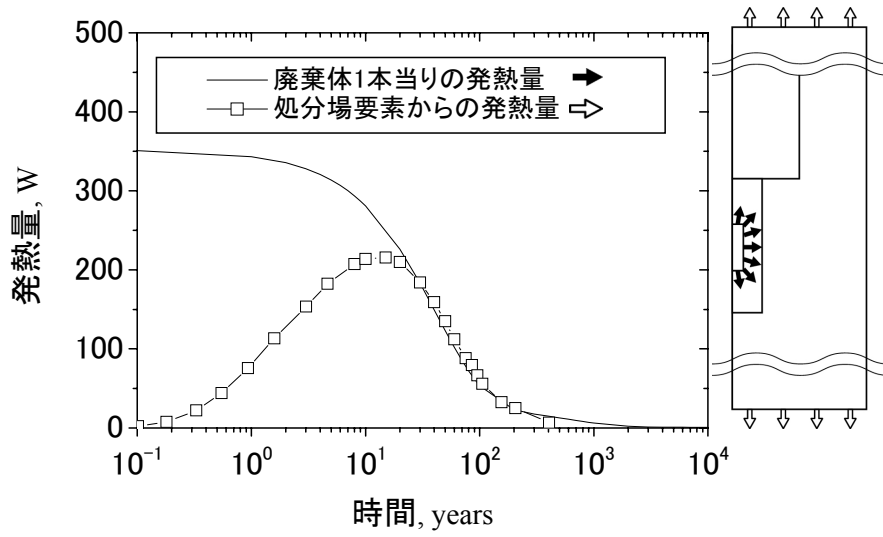


図 3.18 ニア・フィールドからの放熱熱流量

3. 5. 3 均質化理論を用いた処分場要素の物性値の設定

広域地下水流れの解析を行うためには、その他に処分場要素に対する物性値の設定が必要である。処分場要素に必要な物性値は透水係数と熱伝導率である。

微視的に周期的な幾何学的条件の問題では、均質化理論^{12),13)}を用いて均質化テンソルを求めることができ、近年、マルチスケール解析としても注目されてきている。均質化理論では、巨視スケールに対する空間の測度を x とし、微視スケールに対する空間の測度 y を相対寸法パラメータ ε を導入して、

$$y = \frac{x}{\varepsilon} \quad (3.6)$$

と表す。

巨視スケール領域 Ω における浸透方程式は、式(3.3)で示したが、透水係数テンソル k_{ij} を導入して、以下のように書き直す。

$$\frac{\partial}{\partial x_i} \left[k_{ij}^\varepsilon \left\{ \frac{\partial h^\varepsilon}{\partial x_j} - \left(1 - \frac{\rho_w}{\rho_{w0}} \right) \frac{\partial z^\varepsilon}{\partial x_j} \right\} \right] = 0 \quad (3.7)$$

ここで、各変数の肩につけた添え字 ε は、それらが微視構造に依存する量であることを表している。ただし、

$$k_{ij}^\varepsilon = \frac{\rho_w g K_{ij}^\varepsilon}{\mu} \quad (3.8)$$

である．式(3.7)に境界条件を与えて弱形式で表すと，以下ようになる．

$$\int_{\partial\Omega} \hat{q} v^\varepsilon ds - \int_{\Omega} \frac{\partial v^\varepsilon}{\partial x_i} k_{ij}^\varepsilon \left\{ \frac{\partial h^\varepsilon}{\partial x_j} - \left(1 - \frac{\rho_w}{\rho_{w0}} \right) \frac{\partial z^\varepsilon}{\partial x_j} \right\} dv = 0 \quad (3.9)$$

ここで， v^ε は試験関数である．

また，周期的微視構造を有する構造体における全水頭 h は，巨視的な平均全水頭 h^0 および微視的な周期性を持つ h^1 ， h^2 ， \dots を用いて以下のような漸近展開形で表すことができる．

$$h^\varepsilon = h^0(x) + \varepsilon h^1(x, y) + \varepsilon^2 h^2(x, y) + \dots \quad (3.10)$$

試験関数 v^ε なども同様に，以下のように表される．

$$v^\varepsilon = v^0(x) + \varepsilon v^1(x, y) + \varepsilon^2 v^2(x, y) + \dots \quad (3.11)$$

式(3.10)，(3.11)を式(3.9)に代入し， $\varepsilon \rightarrow 0$ の極限を取ると，以下の式が導かれる．

$$\int_{\partial\Omega} \hat{q} v^\varepsilon ds - \int_{\Omega} \frac{1}{|Y|} \int_Y \left(\frac{\partial v^0}{\partial x_i} + \frac{\partial v^1}{\partial y_i} \right) k_{ij}^\varepsilon \left\{ \left(\frac{\partial h^0}{\partial x_j} + \frac{\partial h^1}{\partial y_j} \right) - \left(1 - \frac{\rho_w}{\rho_{w0}} \right) \left(\frac{\partial z^0}{\partial x_j} + \frac{\partial z^1}{\partial y_j} \right) \right\} dY dv = 0 \quad (3.12)$$

ただし，周期性により成立する次の定理¹⁴⁾を用いている． Y はミクロスケールの領域(図 3.1)を表す．

$$\lim_{\varepsilon \rightarrow 0} \int_{\Omega} \varphi \left(x, y = \frac{x}{\varepsilon} \right) dv = \int_{\Omega} \left\{ \frac{1}{|Y|} \int_Y \varphi(x, y) dY \right\} dv \quad (3.13)$$

さらに，式(3.12)に two-scale 収束論¹⁵⁾を適用すると，以下のミクロスケールおよびマクロスケールの支配方程式が得られる．

$$\int_Y \frac{\partial v^1}{\partial y_i} k_{ij}^\varepsilon \left\{ \left(\frac{\partial h^0}{\partial x_j} + \frac{\partial h^1}{\partial y_j} \right) - \left(1 - \frac{\rho_w}{\rho_{w0}} \right) \left(\frac{\partial z^0}{\partial x_j} + \frac{\partial z^1}{\partial y_j} \right) \right\} dY = 0 \quad (3.14)$$

$$\int_{\partial\Omega} \hat{q}v^\varepsilon ds - \int_{\Omega} \frac{1}{|Y|} \int_Y \frac{\partial v^0}{\partial x_i} k_{ij}^\varepsilon \left\{ \left(\frac{\partial h^0}{\partial x_j} + \frac{\partial h^1}{\partial y_j} \right) - \left(1 - \frac{\rho_w}{\rho_{w0}} \right) \left(\frac{\partial z^0}{\partial x_j} + \frac{\partial z^1}{\partial y_j} \right) \right\} dY dv = 0 \quad (3.15)$$

ここで、全水頭の周期的成分 h^1 を、特性関数 χ を用いて以下のように定義する.

$$h^1 = -\chi^i \left\{ \frac{\partial h^0}{\partial x_i} - \left(1 - \frac{\rho_w}{\rho_{w0}} \right) \frac{\partial z^0}{\partial x_i} \right\} + \left(1 - \frac{\rho_w}{\rho_{w0}} \right) z^1 + c \quad (3.16)$$

式(3.16)をミクロスケールの支配方程式(3.14)に代入することにより、以下の式が導出される.

$$\int_Y \frac{\partial v^1}{\partial y_i} k_{ij}^\varepsilon \left(I_{jk} - \frac{\partial \chi^k}{\partial y_j} \right) dY = 0 \quad (3.17)$$

ここで、 I_{ij} は単位行列である. 上式は、自己釣り合い式と呼ばれている. また、式(3.16)をマクロスケールの支配方程式(3.15)に代入することにより、以下の式が導出される.

$$\int_{\partial\Omega} \hat{q}v^\varepsilon ds - \int_{\Omega} \frac{\partial v^0}{\partial x_i} k_{ij}^H \left\{ \frac{\partial h^0}{\partial x_i} - \left(1 - \frac{\rho_w}{\rho_{w0}} \right) \frac{\partial z^0}{\partial x_i} \right\} dv = 0 \quad (3.18)$$

ここで、

$$k_{ij}^H = \frac{1}{|Y|} \int_Y k_{ik}^\varepsilon \left(I_{kj} - \frac{\partial \chi^j}{\partial y_k} \right) dY \quad (3.19)$$

は均質化透水係数テンソルである. 式(3.18)は未知パラメータが h^0 のみとなるため、微視構造の存在を意識せずに解くことができ、処分場要素以外の要素と同時に式(3.3)で表現することができる.

一方、均質化熱伝導率テンソルに対しては、単純な定常熱伝導方程式を用いる. 均質化熱伝導率テンソルを求める際に、移流や非定常問題を対象にする必要が無いためである. 熱伝導方程式は、以下のように表される.

$$-\frac{\partial}{\partial x_i} \left(\lambda_{ij}^\varepsilon \frac{\partial T^\varepsilon}{\partial x_i} \right) = 0 \quad (3.20)$$

浸透方程式と同様のアプローチにより，均質化熱伝導率テンソルは以下のように求められる．

$$\lambda_{ij}^H = \frac{1}{|Y|} \int_Y \lambda_{ik}^\varepsilon \left(I_{kj} - \frac{\partial \chi^j}{\partial y_k} \right) dY \quad (3.21)$$

ただし，特性関数 χ は以下の式から求められる．

$$\int_Y \frac{\partial v^1}{\partial y_i} \lambda_{ij}^\varepsilon \left(I_{jk} - \frac{\partial \chi^k}{\partial y_j} \right) dY = 0 \quad (3.22)$$

本来，ミクロスケールの支配方程式は第 2 章で表したものとなるが，ここでは均質化透水係数テンソルおよび均質化熱伝導率テンソルを求めるために，均質化理論を導入した．したがって，厳密には理論的な不一致が生じるが，支配方程式(3.3)，(3.4)は第 2 章で示したものとほとんど変わらないことから，このような仮定は妥当であると考えられる．

処分パネルは水平方向に周期的である一方，鉛直方向には周期的でない．したがって，均質化テンソルの計算の際には， $-10\text{m} \leq z \leq 10\text{m}$ の範囲のみを対象とした．これは，廃棄体の発熱および緩衝材への浸潤時において，この境界より上下方向では初期値とほとんど変わらない影響範囲外となるからである．それに対応して，ファー・フィールドのモデルにおける処分場要素の高さも等しく与えている．

ニア・フィールドモデルの各要素の透水係数および熱伝導率は，当該要素の温度および／または体積含水率から各材料の構成条件にしたがって算定される．緩衝材(ケイ砂混合材)および岩盤に対する透水係数および熱伝導率は，以下ようになる．

$$\text{緩衝材・岩盤(飽和)} \quad k_{ij} = \frac{\rho_w g K_{ij}}{\mu} \quad (3.23)$$

$$\text{緩衝材(不飽和)} \quad k_{ij} = (D_\theta)_{ij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} \quad (3.24)$$

$$\text{岩盤(不飽和)} \quad k_{ij} = \frac{r_k \rho_w g K_{ij}}{\mu} \quad (3.25)$$

ただし，水の密度 ρ_w ，水の粘性係数 μ は温度の関数であり，水分拡散係数 D_θ ，水分特性曲線の導関数 $\partial \theta / \partial \psi$ ，および比透水係数 r_k は，温度および体積含水率(または飽和度)の関数となっている．

3. 5. 4 解析結果

a) 処分パネルの平均透水係数および平均熱伝導率

表 3.1 の Case1-THM のニア・フィールドの連成解析結果から、処分場要素の平均透水係数および平均熱伝導率を求める。図 3.19, 図 3.20 は、透水係数の分布および熱伝導率の分布の経時変化を示したものである。透水係数および熱伝導率は、式(3.23)から式(3.24)より求めた。透水係数は、常に岩盤に比べ緩衝材では小さい値となっている。したがって、ファール・フィールドに対して、緩衝材部分はほぼ不透水となることがわかる。一方、処分場近傍の岩盤では温度の上昇による透水性の上昇と、緩衝材に地下水が引っ張られることなどによる不飽和化が透水性の低下の要因となるが、図 3.19 よりこのケースでは不飽和化に伴う透水係数の低下が顕著に表れた結果となっている。岩盤の不飽和状態は、数十年程度続く結果となっており、それにしたがって透水性も数十年程度周辺より低い値を示している。一方、熱伝導率も、岩盤に比べ緩衝材で低い値となっているが、最小でも $1/2$ 倍程度である。熱伝導率は、体積含水率の関数となっていることから緩衝材の冠水にしたがい熱伝導率は上昇している。岩盤でも熱伝導率の変化はあるが、岩盤では間隙率が小さいために飽和度の変化に伴う熱伝導率の変化はほとんど表れない。

これらの透水係数分布、熱伝導率分布を用い、均質化透水係数テンソル、均質化熱伝導率テンソルを求めた。結果を図 3.21, 図 3.22 に示す。均質化透水係数は、全ての成分において一度低下し、その後、上昇した後、再び低下して定常状態に至る。これは、岩盤中の地下水が緩衝材に浸潤し、不飽和になることで透水性が低下し、その後、岩盤が再冠水するにしたがって、回復することを意味している。その後の透水性のわずかな上昇は、温度の上昇に伴うもので、主に水の粘性係数の低下に依存している。したがって、温度の低下と共に透水性は再び低下している。一方、均質化熱伝導率は、時間と共に上昇している。これは、緩衝材の浸潤に伴う緩衝材の熱伝導率の上昇が主な要因である。しかし、緩衝材の飽和以降でも岩盤の熱伝導率に比べて小さい値となっている。

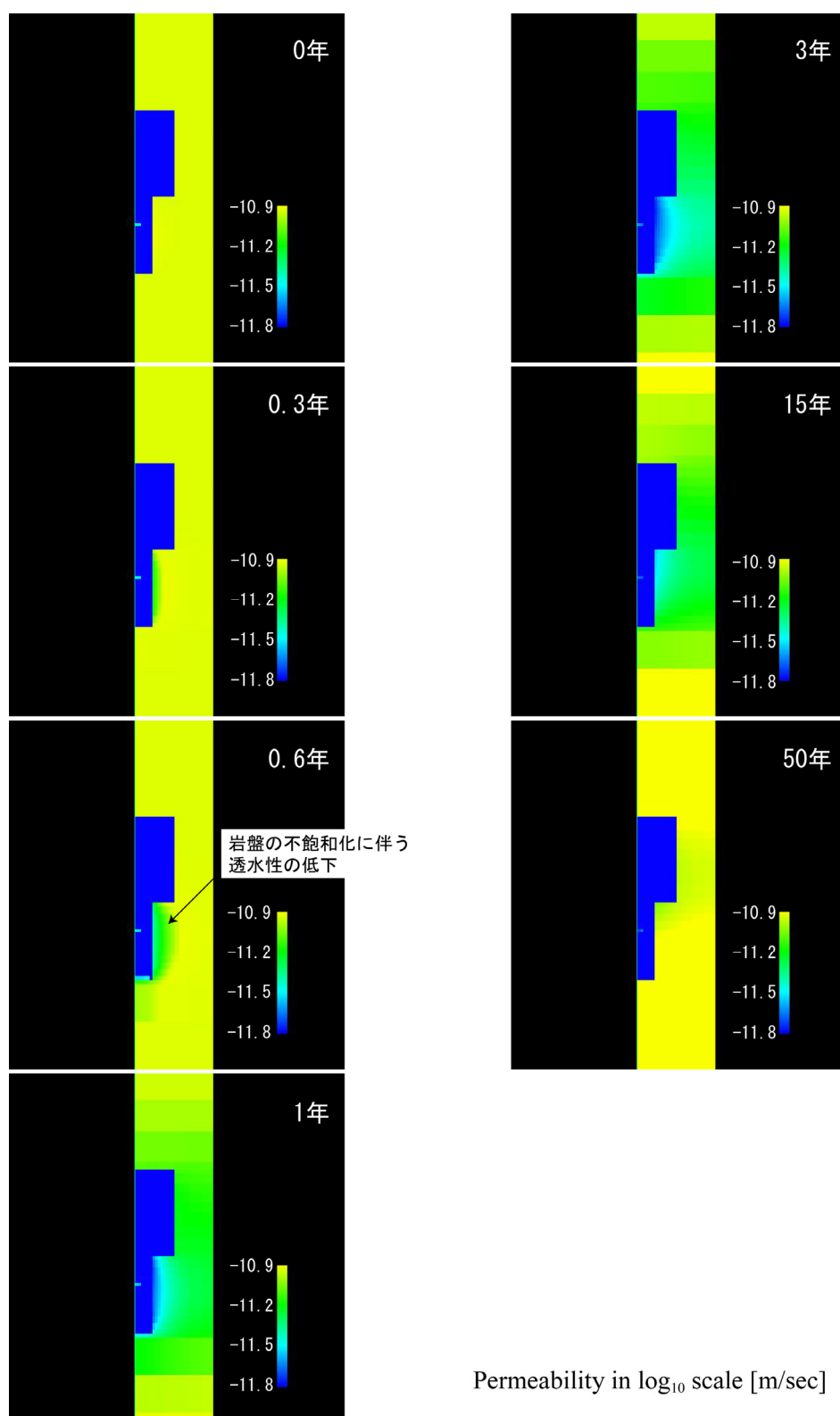


図 3.19 ニア・フィールドの透水係数分布の経時変化

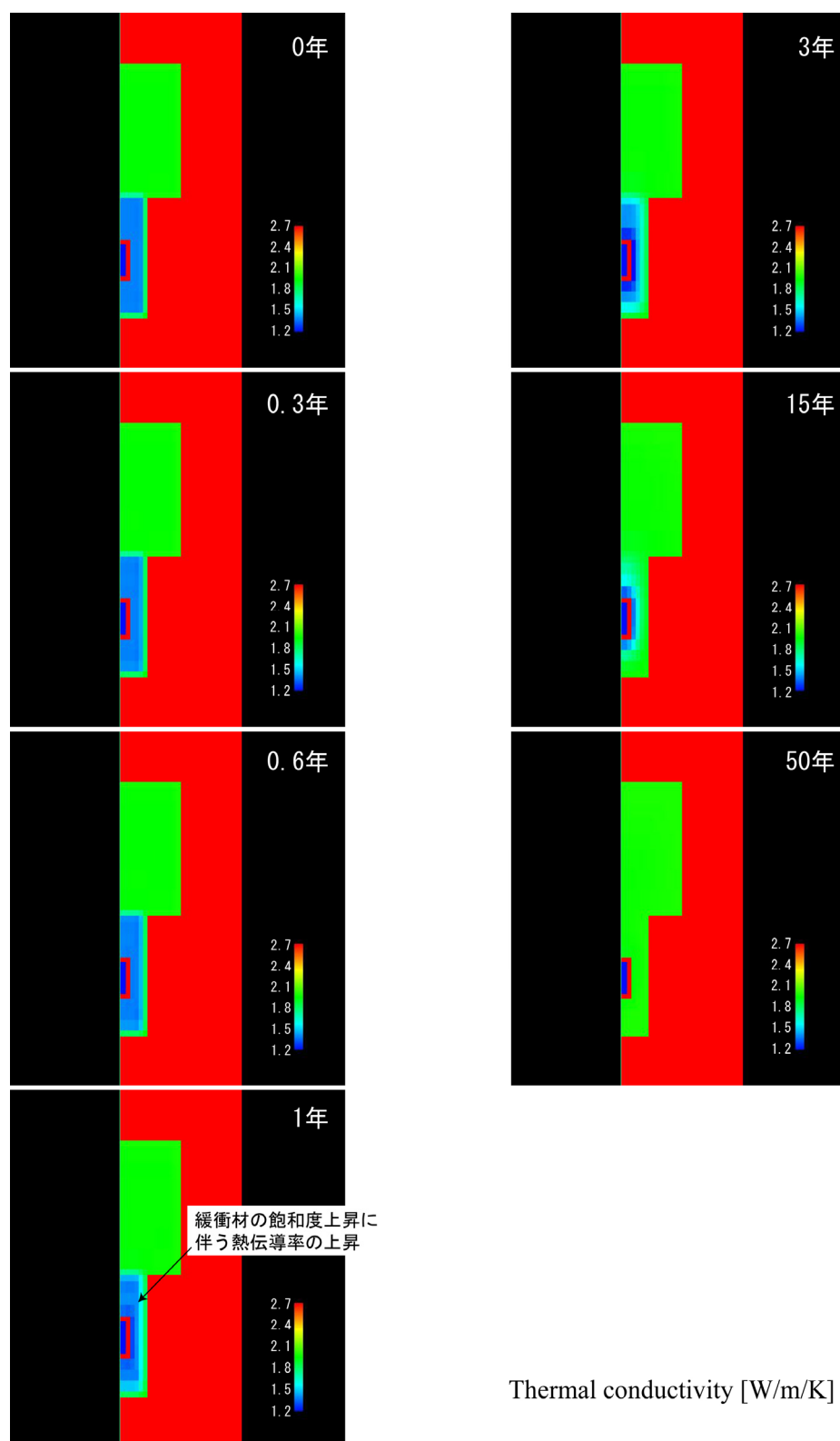


図 3.20 ニア・フィールドの熱伝導率分布の経時変化

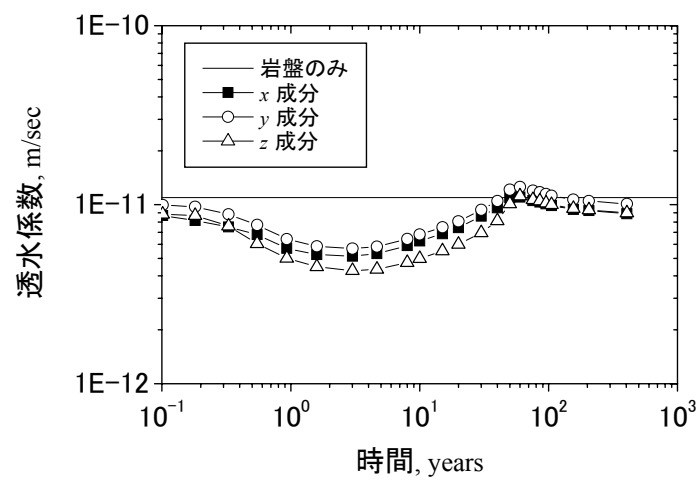


図 3.21 均質化透水係数の経時変化

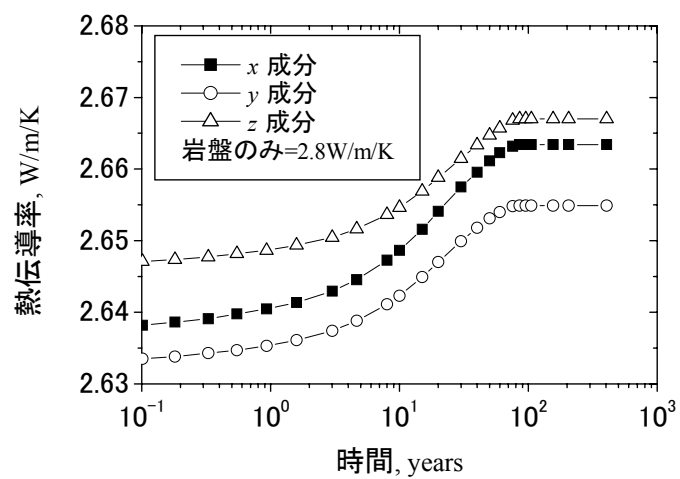


図 3.22 均質化熱伝導率の経時変化

b) ファー・フィールドモデルの解析結果

図 3.17 のモデルの処分場に対応する要素に、前述の熱流量と均質化透水係数および均質化熱伝導率を与え、解析を行った。図 3.23 は廃棄体定置直後、定置 75 年後、150 年後、200 年後における温度分布と処分場を通過する流線を描いたものである。廃棄体定置直後は地下水温度勾配がほぼ一様であることから流線は温度の影響をほとんど受けないが、75 年後には処分場付近での温度上昇により地下水に浮力が生じ、流線にゆがみが生じている。処分場からの放熱の影響は廃棄体定置 150 年後程度でも見られ、200 年後程度で初期の地下水流動場に近い状態に復元しているが、それでも尚、処分場の影響が見られる。処分場近傍の温度上昇により、地下水に上向きの浮力が働くが、このモデルでは地下水面勾配の影響の方が大きく、下降流が卓越した結果となっている。

処分パネルを通過する地下水が流線に沿って地下水面まで移行する時間を仮想地下水移行時間とし、各時間の仮想移行時間の平均を図 3.24 に示す。平均値は、処分場パネルに対応する要素を構成する全ての節点からの流線に沿った移行時間を平均したものである。仮想地下水移行時間は、広域地下水流れの乱れを定量的に評価するために用いた。移行時間は、廃棄体定置 10 年後程度から上昇し、定置 75 年程度でピークとなり、その後下降している。その傾向は、図 3.23 と良く調和している。

ところで、図 3.25 は廃棄体定置後に処分パネルに流入する地下水流量の経時変化を示したものである。流入量は、廃棄体定置後小さくなり、75 年程度から上昇する。これは、ニア・フィールドにおける地下水の流れは、広域地下水の影響を受けていることを意味していると共に、図 3.23 の仮想地下水移行時間と良い相関があることから、処分場に流入する地下水の量を処分場設計の際の指標の一つとして取り入れることができる可能性を示唆している。

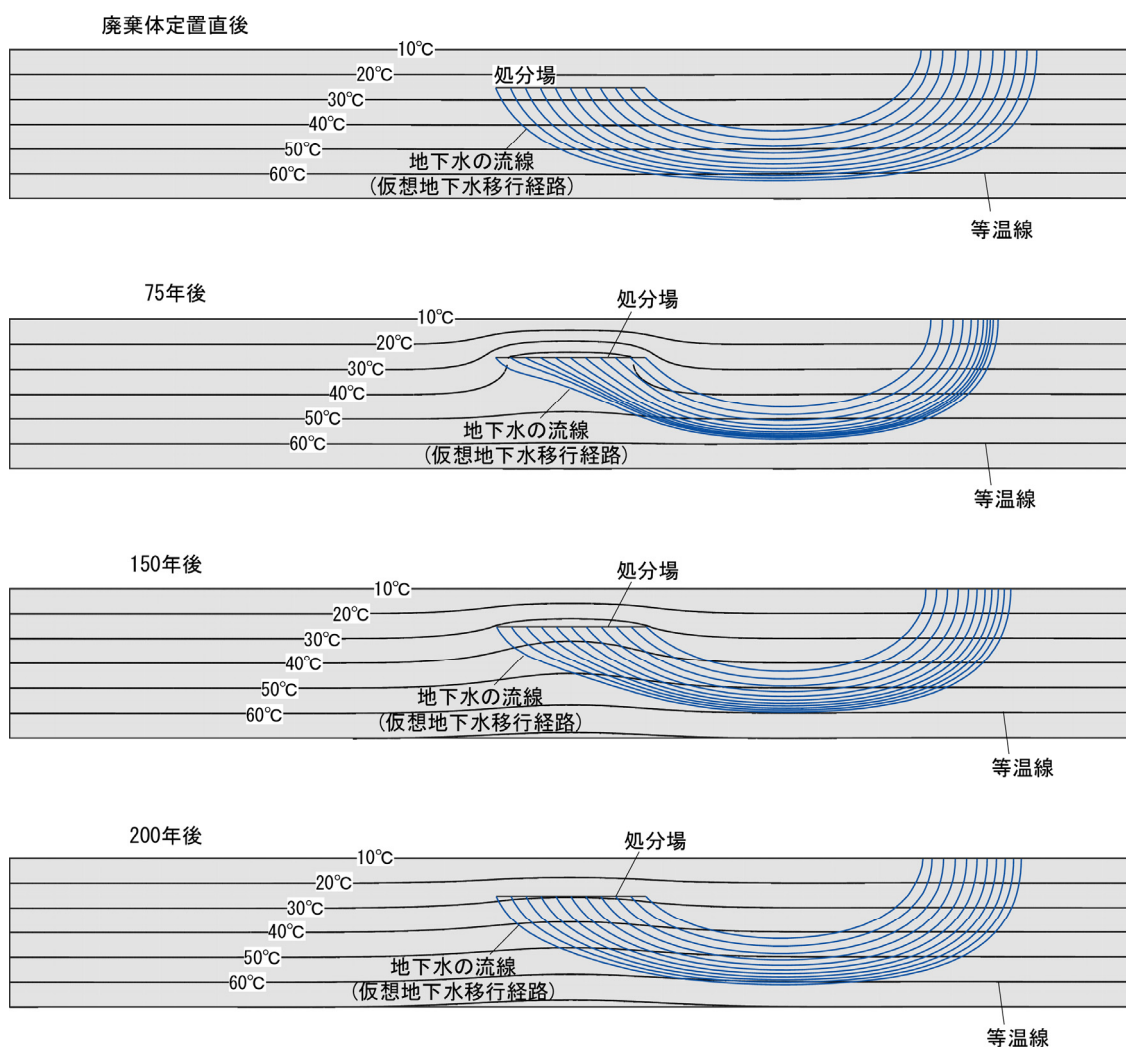


図 3.23 広域地下水流れ場における温度分布と処分場を通過する流線の経時変化

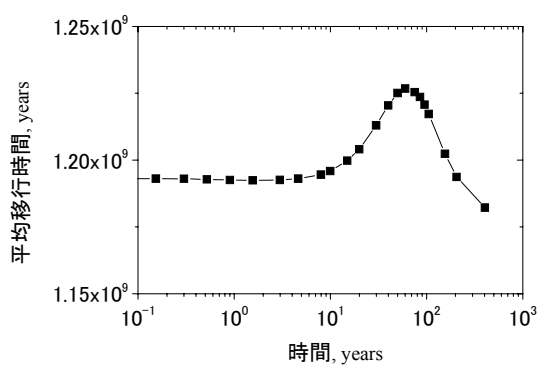


図 3.24 平均仮想地下水移行時間の経時変化

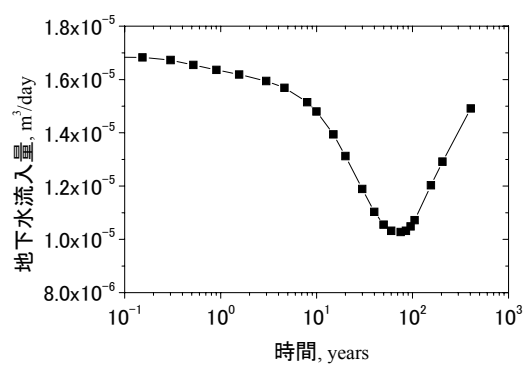


図 3.25 処分場に流入する地下水流量

3.5.5 ファー・フィールドの連成挙動のまとめ

ニア・フィールドの熱－水－応力連成現象がファー・フィールドの広域地下水流れに与える影響について、両スケールの現象を均質化テンソルおよび熱流量で結び付けることで解析的に評価した。本解析で得られた知見は以下のようである。

- 1) 均質化透水係数テンソルは、主に岩盤の不飽和化に影響される。岩盤の不飽和化は、岩盤中の地下水が緩衝材のサクションに引っ張られて生じる。岩盤の透水性が高く周辺から地下水の供給が多い場合は不飽和化せず、均質化透水係数テンソルの変動も小さい。
- 2) 均質化透水係数テンソルは、温度の影響も受けるが不飽和化の影響に比べて小さい。
- 3) 均質化熱伝導率テンソルは、緩衝材の飽和度の上昇と共に上昇するが、その値は小さい。
- 4) 広域地下水流れは処分場近傍の連成現象の影響を受けて経時的に変化し、その影響は100年以上に及ぶ。
- 5) 広域地下水流れと処分場に流入する地下水の量には大きな相関がある。

3.6 本章のまとめ

本章では、緩衝材の物性値、岩盤の透水性が連成現象へ与える影響の評価、連成の強さ、連成現象が広域地下水へ与える影響を明らかにするために、解析的に検討した。解析モデルは非常に単純化したものであり、実際には処分場掘削に伴う周辺地下水の水位低下の影響や岩盤の不均質性の影響が存在する。さらに、処分場は複数の処分パネルから構成されるが、パネルごとの制御段階の相違があることも無視してはならない。しかし、これらの解析により、ニア・フィールドの連成現象がファー・フィールドに与える影響に関する定性的な知見が得られた。

参考文献

- 1) Smith, L. and Chapman, D.S. : On the thermal effects of groundwater flow. I, Regional scale systems, *J. Geophys. Res.*, Vol.88, pp.593-608, 1983.
- 2) 池田光良, 操上広志, 三浦均也 : 地下水温と安定同位体比から推定した十勝平野の地下水流動系, 地下水学会誌, 第 42 巻第 1 号, pp.3-26, 2000.
- 3) 核燃料サイクル開発機構 : わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性—地層処分研究開発第 2 次とりまとめ—, JNC TN1400 99-020, 1999.
- 4) ENRESA : FEBEX project final report, Publicaciones tecnica 1/2000, 2000.
- 5) 鈴木英明, 藤田朝雄, 菅野毅 : 緩衝材の水分ポテンシャルと水分拡散係数, 動燃技術資料, PNC TN5410 92-057, 1996.
- 6) 電力中央研究所 : 高レベル放射性廃棄物地層処分の事業家技術(概要版), 1999.
- 7) Jing, L., Stephansson, O., Tsang, C-F. and Kautsky, F. : DECOVALEX – Mathematical models of coupled T-H-M processes for nuclear waste repositories, Executive Summary for Phases I,II and III, 1996.
- 8) Jing, L., Stephansson, O., Borgesson, L., Chijimatsu, M., Kautsky, F. and Tsang, C-F. : DECOVALEX II project Technical report – Task2C, SKI report, 99/23, 1999.
- 9) Bear, J. : *Dynamics of fluids in porous media*, American Elsevier, New York, 1972.
- 10) 池田光良, 操上広志, 三浦均也 : FEM を用いた地下水流動系における地下水温分布解析, 地盤工学会誌, 47(8), 1999.
- 11) 大久保泰邦, 秋田藤夫, 田中明子 : 地温勾配図作成と地下温度構造を求める試み—北海道の例, 日本地熱学会誌, 20(1), pp.15-29, 1998.
- 12) 京谷孝史, 寺田賢二郎 : マルチスケール応力変形解析法とその分布亀裂を含む材料の強度特性評価への適用, 土木学会論文集, No.680/III-55, pp.49-64, 2001.
- 13) Ene, H.I. and Polisevski, D. : *Thermal flow in porous media*, D. Reidel, Dordrecht/Tokyo, 1987.
- 14) Sanchez-Palencia, E. : Non-homogeneous media and vibration theory, Lecture Notes in Physics 127, Springer-Verlag, Berlin, 1980.
- 15) Terada, K. and Kikuchi, N. : A class of general algorithm for nonlinear multi-scale analyses for heterogeneous media, *Comp. Meth. Appl. Mech. Eng.*, Vol.190, pp.5427-5464, 2001.

第4章 実規模原位置試験のシミュレーション

4.1 概要

本章では、本研究で提案した連成モデルを用いて、スイスのグリムゼル試験場で行われている FEBEX 原位置試験(Full-scale Engineered Barriers EXperiment)およびスウェーデンの Prototype Repository プロジェクト(PRP)の解析を行い、連成現象についての考察を行う。

FEBEX プロジェクトは、スペイン放射性廃棄物管理公社(ENRESA)およびスイス放射性廃棄物処分共同組合(NAGRA)のもと 3 カ国(スペイン, フランス, ドイツ), 7 機関により実施されているプロジェクトであり、実規模原位置試験および実規模室内試験から構成されている。試験形態はスペインの結晶質岩における処分形態に則って実施されている。すなわち、キャニスターを坑道内に水平に定置し、キャニスターの周囲は緩衝材として高密度に圧縮されたベントナイトブロックで埋め戻す。この試験の目的は、

- (1) 人工バリアシステムの実現性のデモンストレーション
- (2) ニア・フィールドにおける熱-水-応力連成現象の研究
- (3) ニア・フィールドにおける熱-水-地化学連成現象の研究

として行われている¹⁾。

一方、PRP は、スウェーデン核燃料・廃棄物管理会社(SKB)によって Äspö 島の地下実験施設で行われている実規模試験であり、設計、建設、操業までの一連の作業が実規模で行われることが大きな特徴である²⁾。

本章の目的は、第2章で示した連成モデルを FEBEX 原位置試験および PRP に適用し、連成現象の再現可能性を検討することである。前章で日本産のベントナイト(クニゲル V1)に対する要素試験レベルでのモデルの適用性の確認は行ったが、より不確定性の大きい原位置試験での適用性の検討は不可欠である。これまで、原位置での実規模連成試験に対するモデルの適用性の検討は、本研究のモデルの前身である THAMES を用いて、岩手県の釜石で行われた熱負荷試験に対して行われている。この試験は、ベントナイト OT-9607 を用いた縦置き方式であり、原位置締固めにより緩衝材が施工されている。これに対し、FEBEX 原位置試験はスペインの処分方式に則っているため、処分方式は横置きであり、成型されたベントナイトブロックを定置するものである。一方、PRP でもベントナイトブロックが使用されているが、FEBEX とは異なるベントナイトが使用されている。このように、材料特性、定置方式が異なる場合における連成試験で同様に適用性を検討することが必要である。ただし、Prototype Repository プロジェクトは開始したばかりであり、実測値が公開されておらず、本論では物性値の概要と事前解析のみを記す。

4. 2 FEBEX 原位置試験

4. 2. 1 グリムゼル試験場および FEBEX 原位置試験の概要

FEBEX 原位置試験が行われているグリムゼル試験場はスイスのアルプス山脈中央部の標高 1,725m, 地表からの深度約 450m の基盤結晶質岩地塊(花崗岩類や片麻岩などからなる大規模な岩体)中に位置し(図 4. 1, 図 4. 2), NAGRA によって管理されている. 試験場は複数の試験用のドリフトと地下水力発電所へのメインアクセス坑道から成る. 試験場はメインアクセス坑道の入り口から 1.02km の地点から始まり, 地表面からの深度は約 400m である. FEBEX ドリフトは, ドリフトの入り口は重量の大きい設備のアクセスが容易になるように, グリムゼル試験場の北側の入り口付近に配置されている. FEBEX ドリフトの直径は平均 2.28m, 長さは 70.4m であり, 自然排水のため 1% の上り勾配となっている. 連成試験のための領域はドリフトのうち, 奥から 17.4m までである.

図 4. 3 は, FEBEX 原位置試験の概要図であり, 廃棄体を模したヒーター, ベントナイト緩衝材ブロック, コンクリートプラグ等の位置関係を示す. ヒーターは 2 本設置されており, 鋼製のライナーで支持されている. ヒーターは実際のキャニスターと同サイズである. ヒーターの仕様は以下のとおりである.

- ・ 材料: 炭素鋼
- ・ 外径: 0.90m
- ・ 長さ: 4.54m
- ・ 重量: 11ton

緩衝材としては高密度に圧縮されたベントナイトブロックが用いられている. ベントナイトブロックは平均含水比 14.4%, 平均乾燥密度 1.70g/cm^3 で製作されている. 本仕様の下では, ブロック間の隙間充填後の緩衝材全体の乾燥密度は 1.60g/cm^3 となる.

試験は緩衝材の最高温度が 100°C となるように制御され実施されている. 人工バリア内および周辺岩盤内には計 632 個の計測機器が設置されている. 表 4. 1 には設置された計測機器の一覧を示す.

試験ゾーンはコンクリートでプラグされている. プラグはベントナイトの膨潤圧に耐えるように設計されている. しかし, 水圧やガス圧に対しては特に考慮した設計とはなっていない. コンクリートは無筋であり, 2000ton の力に耐えるように設計されている. これはベントナイトの膨潤圧 5MPa に対応している.

試験は下記の通りに実施されている.

- ・ 最初の 20 日間は 1 本のヒーターあたり 1200W の定出力で加熱を行う.
- ・ その後の 33 日間は 1 本のヒーターあたりの出力を 2000W に上昇して加熱を行う.
- ・ 53 日以降は温度固定(100°C)となるようにヒーターの出力を制御し試験を継続する.



図 4.1 グリムゼル原位置試験場の位置

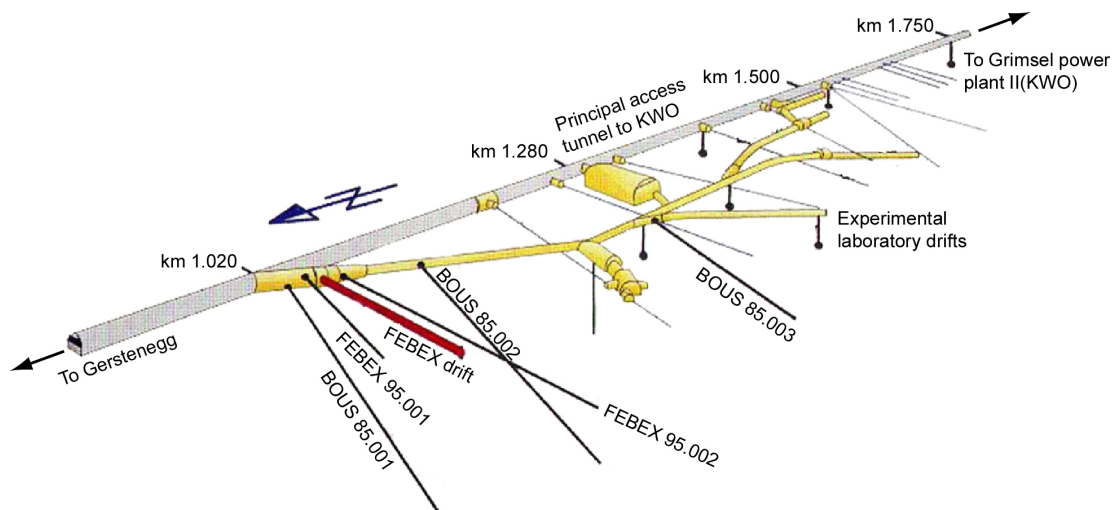


図 4.2 グリムゼル試験場の鳥瞰図¹⁾

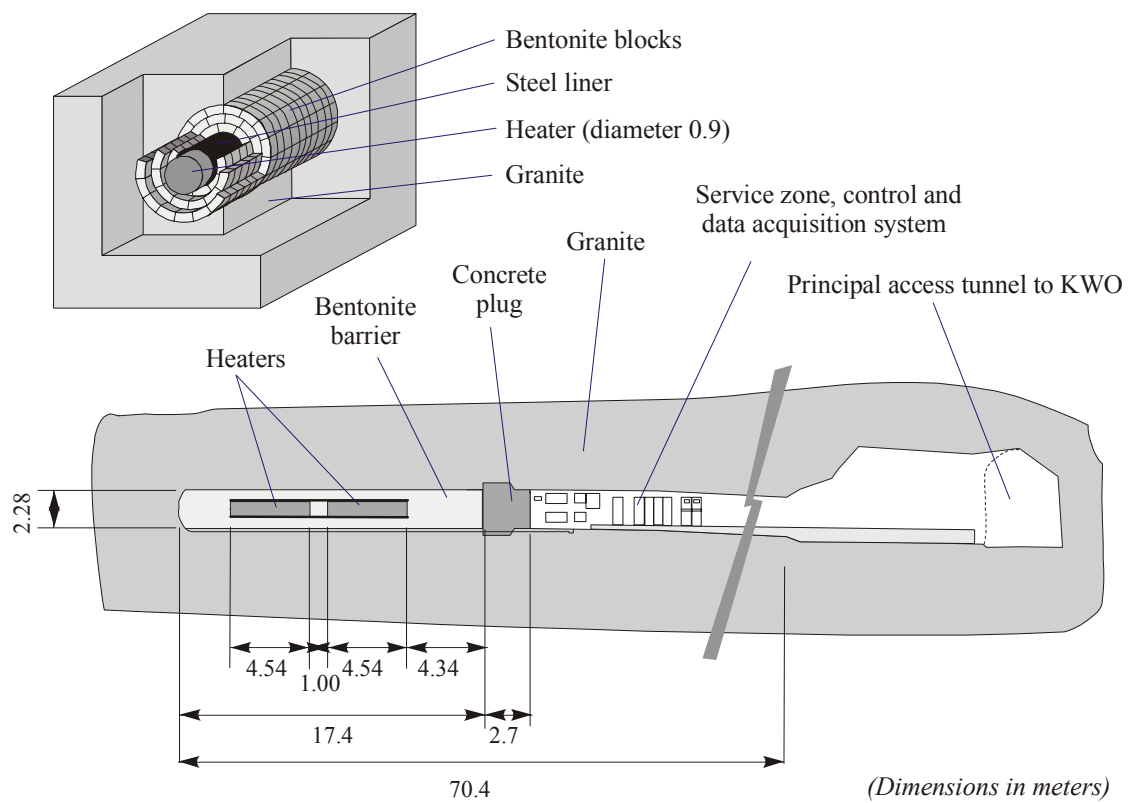


図 4.3 FEBEX 原位置試験の概要図¹⁾

表 4.1 実規模原位置試験において使用された計測機器一覧¹⁾

パラメータ	計測機器の形式	設置箇所				計
		岩盤	ベントナイト	ヒーター	外部	
温度	熱電対	62	91	36		189
ボアホール内の圧力	振動弦式	4				4
岩盤表面の圧力	振動弦式	30				30
ヒーター表面の圧力	振動弦式		6			6
ボアホール内の水圧	Piezoresistive	62				62
ボアホール内のパッカー圧	Piezoresistive	62				62
ベントナイト内の間隙水圧	Vibrating wire		52			52
含水比	電気容量式		58		1	59
含水比	サイクロメータ	28	48			76
含水比	TDR	4	20			24
岩盤内の伸張	振動弦式	6				6
ヒーターの変位	振動弦式		9			9
ベントナイトの膨張	振動弦式		8			8
ベントナイト内の変位	ポテンシオメータ(電位差計)		6			6
傾斜	LVDT		12			12
クラックメータ	LVDT	3				3
ベントナイト内のガス圧	Magnetic		4			4
ガスフロー	手動測定		6			6
大気圧	Piezoresistive				1	1
ベンチレーション時の空気速度	Hot air				1	1
抵抗器の強度	Electric converter				6	6
抵抗器のボルト数	Electric converter				6	6
計		261	320	36	15	632

4. 2. 2 グリムゼル試験場の特性と FEBEX ドリフトの掘削

a) グリムゼル試験場の地質

グリムゼル試験場(GTS)では，広範囲の地質特性および水理特性に関する多様な試験が行われており，現在も進行中である．

GTS は貫入岩塊に掘削されており，花崗岩と花崗閃長岩が大部分を占め，それらは複数回の地殻変動の影響を受けている．Keusen et al.³⁾は 12 の存在の可能性のある不連続面システムを示している(図 4. 4)．局所的な地下水流れに関する地質特性は，以下のように示されている．

- ・ 方位角 140-150/80-90 のせん断域 S_1 , S_2
- ・ 方位角 205-220/80 の亀裂領域および lamprophyre dikes

せん断域の幅は 5m から 20m 程度であり，坑道と交差するところで大きな流量が認められており，水みちになっていると考えられる．透水係数などの方向性などの水理パラメータの分布については未解明である．また，数 m の幅を持つ Lamprophyre dikes の存在も重要であるが，これ自体は水みちとはなっておらず，他の岩盤との接触面で地下水の流れが確認されている．坑道や FEBEX ドリフトにおいてもこの接触面からの地下水流出が認められている．幅の広い lamprophyres は平行に小さな亀裂を含んでおり，その方向の透水性を上昇させているが，同時に垂直方向の透水性を小さくしている．したがって，lamprophyres の透水性は異方性を有していることとなる．

せん断域，lamprophyre dikes 共に坑道におけるトレースや露頭観測から得ることができる．図 4. 5 は地表観測による主な地質および GTS の位置を示したものである．図 4. 6 は GTS 近傍の地質特性を示したものである．また，図 4. 7 に FEBEX ドリフトおよび試験に関するボーリング孔の位置を鳥瞰図で示す．FEBEX 試験に関するボーリングは 23 本掘削されており，地質マップやコアの採取，ボーリング孔間の水頭，地下水流入量の測定などが行われている．図 4. 8 は FEBEX ドリフトのうち入口から 50.5m と 70.0m の間の地質マップを描いたものである．端から 17.4m の領域が FEBEX 試験においてベントナイトブロックが接する部分であり，試験において直接的に関係する箇所である．

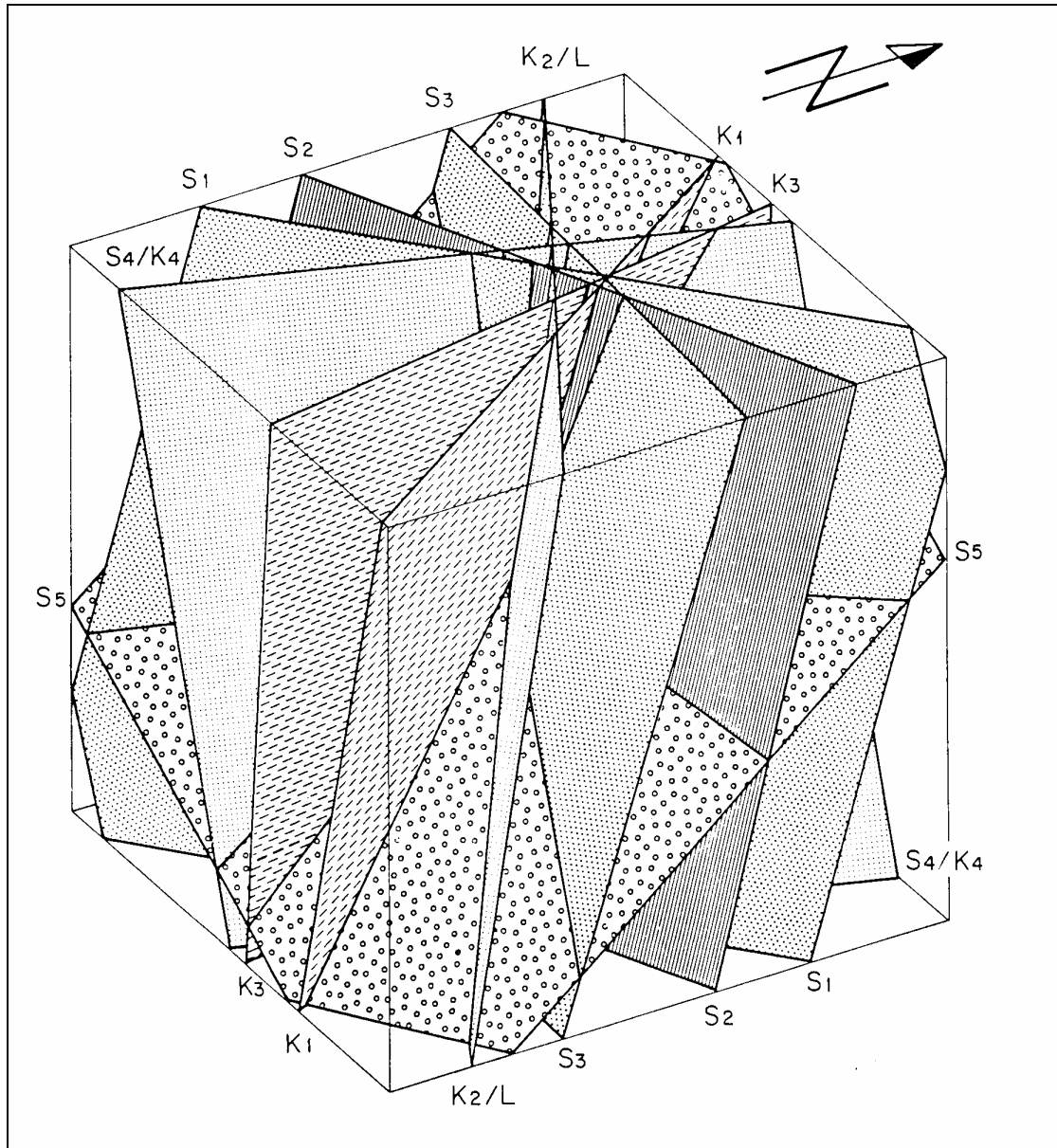


図 4.4 GTS における不連続面システムのブロック・ダイアグラム¹⁾
 (S: 片岩系システム, K: ジョイントシステム, L: lamprophyre)

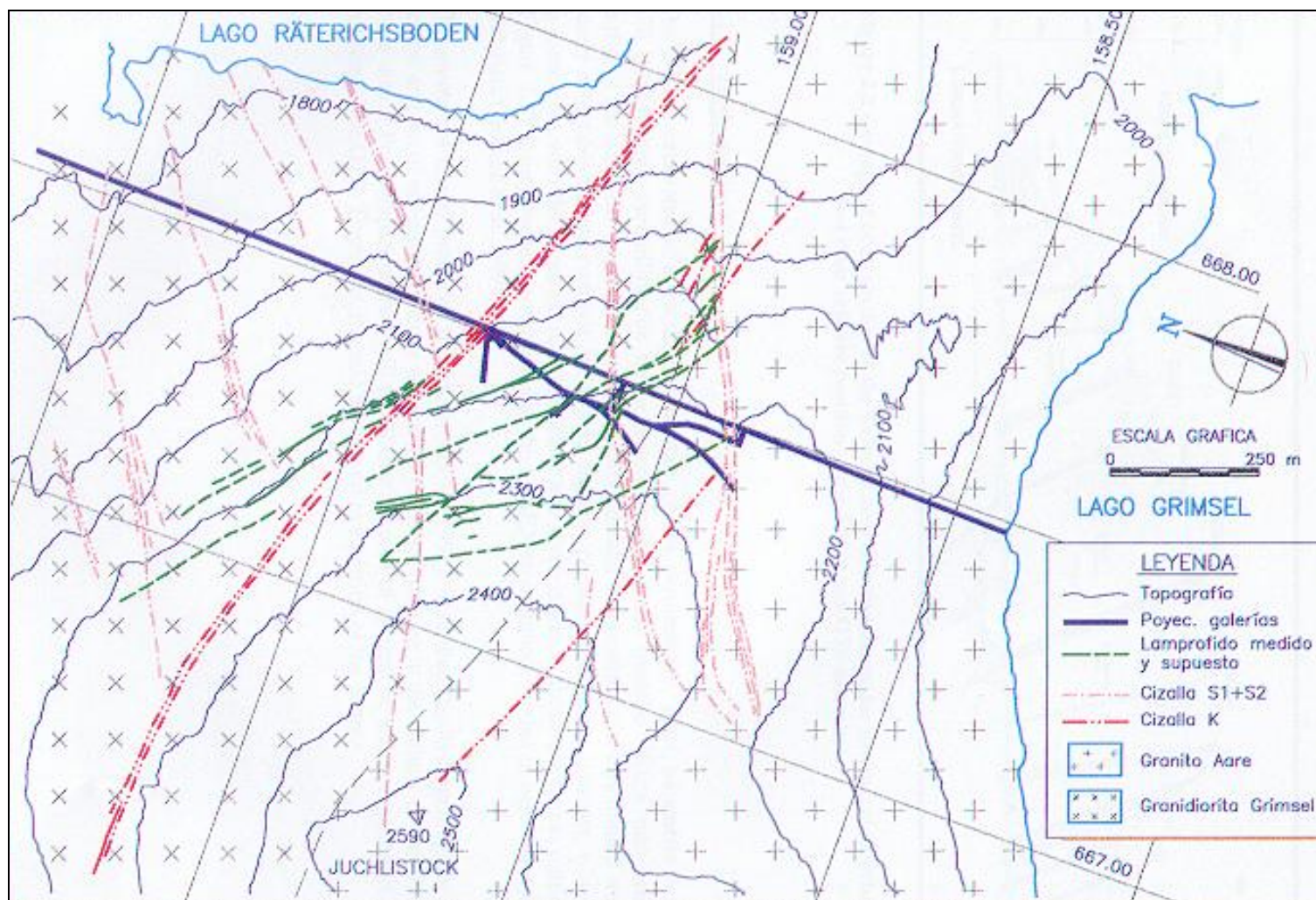


図 4.5 グリムゼルの地質マップ¹⁾

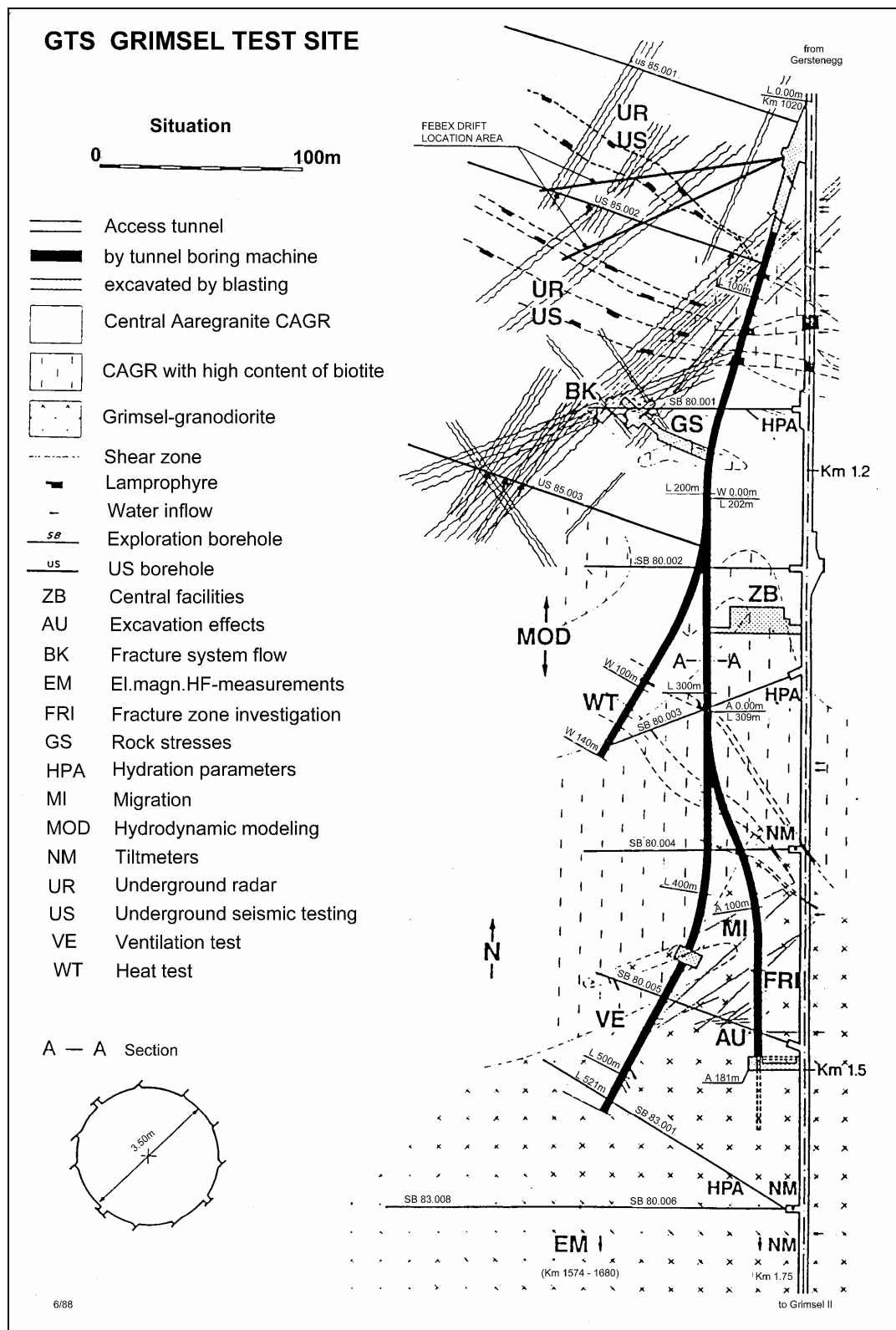


図 4.6 グリムゼル試験場の地質モデル¹⁾

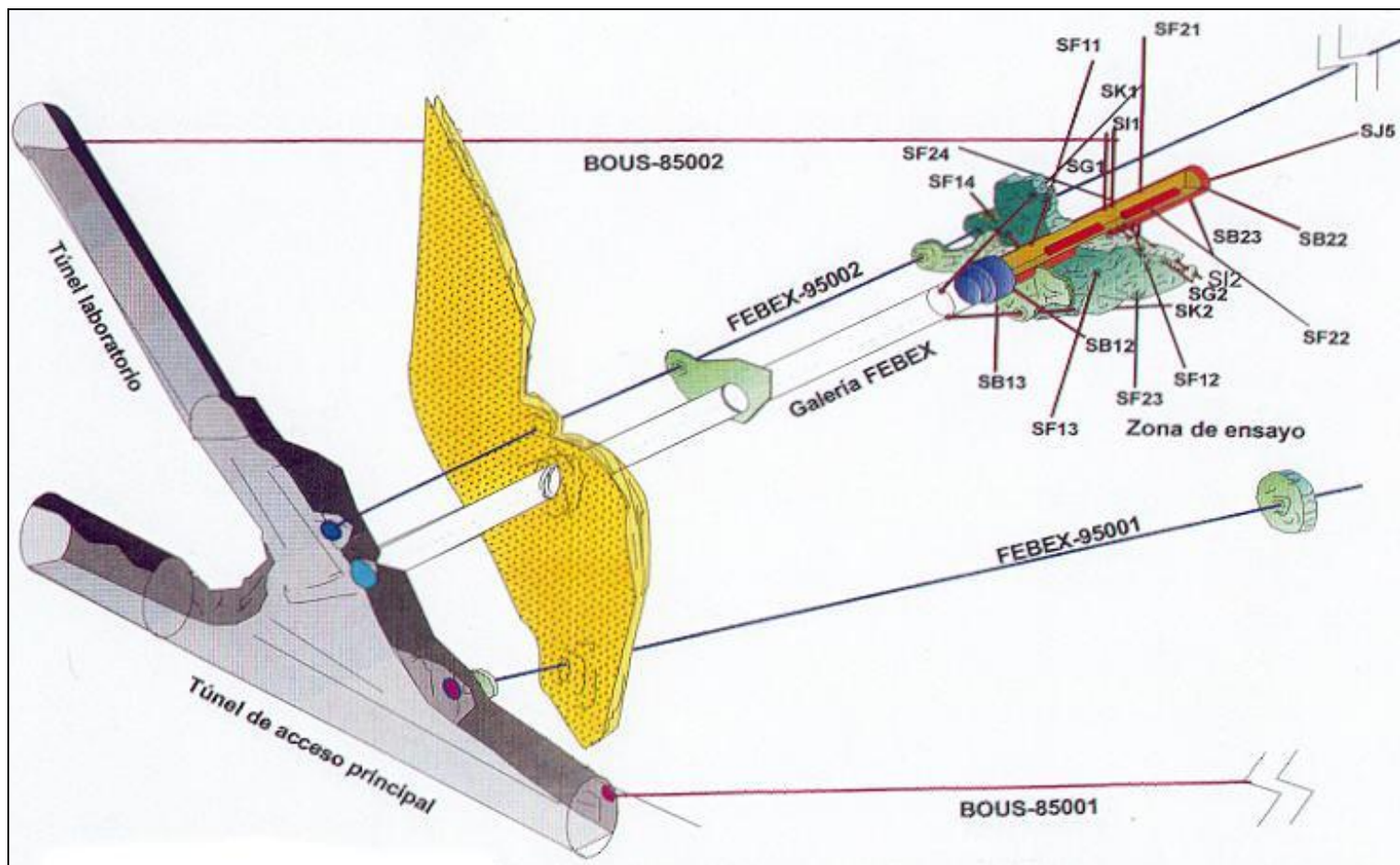


図 4.7 FEBEX ドリフトおよび FEBEX 試験に関するボーリング孔の位置¹⁾

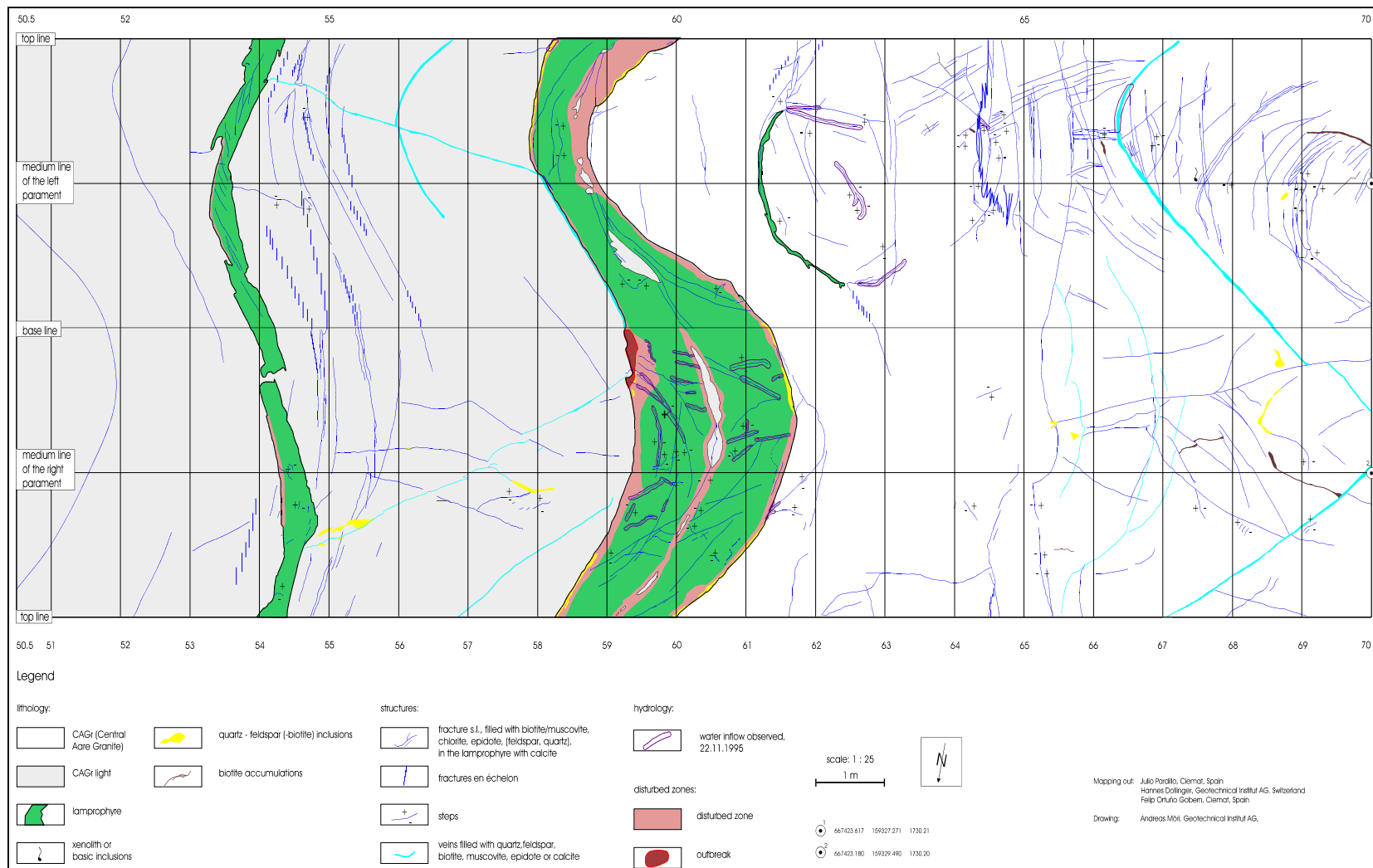


図 4.8 FEBEX ドリフトのうち入口から 50.5m と 70.0m の間の地質マップ¹⁾

b) グリムゼル試験場の水理地質

GTS は低透水性の亀裂性岩盤中に存在する．したがって，パラメーターは不均質性の強い値を示している．また，地下水の流入量は小さく(ml/min のオーダー)，その成分はトリチウムを僅かに含み，安定同位体比は大きな負の値を示している．

FEBEX ドリフトに関する地質構造は，2つのせん断領域(K, S, 図 4.5)である．これらのせん断領域は，非常に高い透水性を持つことから，局所的な地下水流れを支配しており，FEBEX 試験において境界条件と見なすことができる．これらのせん断領域から坑道への地下水の流入量は K および S でそれぞれ 60ml/min, 23ml/min と計測されている．

既存あるいは新規に掘削したボーリング孔において様々な水理試験が行われている^{4),5),6)}．これらの試験から，水分拡散係数や各ボーリング孔間の水頭が評価されている．

表 4.2 花崗岩基質部の物性値(*は原位置の応力状態を示す)¹⁾

Property	versus	mean value	range	Units
bulk density		2640	2600-2680	kg/m ³
grain density		2680	2650-2700	kg/m ³
porosity		1.6	0.5-2.5	%
uniaxial compression strength		185	150-220	MPa
Young's modulus		60	45-75	Gpa
Poisson's ratio		0.25	0.20-0.30	-
tensile strength		10	5-15	MPa
Triaxial strength	conf. pressure			
	5 MPa	35	25-40	Mpa
	10 MPa	45	35-55	Mpa
	20 MPa	65	55-75	Mpa
	50 MPa	105	95-120	Mpa
	100 MPa	160	140-180	Mpa
	200 MPa	240	200-280	Mpa
angle of friction (natural joint)		32	25-40	°
p-wave velocity		*5600	5000-6200	m/s
s-wave velocity		*3400	3000-3600	m/s
coef. linear thermal expansion		8.0·10 ⁻⁶	(5-12)·10 ⁻⁶	K ⁻¹
coef. vol. thermal expansion		25·10 ⁻⁶	(20-30)·10 ⁻⁶	K ⁻¹
thermal conductivity		3.3	2.7-3.8	W/mK
specific heat		920	800-1250	J/kgK
permeability		10 ⁻¹²	(0.1-5)·10 ⁻¹²	m/s

c) 花崗岩の物性

花崗岩の主要な力学特性は、文献⁷⁾に見られる。このレポートは GTS において行われた試験も含まれた文献を要約したものであり、(1)様々な花崗岩の物性値の表、(2)岩盤基質部の物性値を要約した表、(3)様々な応力下、温度下での物性値の図表、が記されている。例えば、表 4.2 は花崗岩基質部の物性値の一般的な値とその範囲を示している。

Keusen et al.³⁾は表 4.3 のように、岩の力学パラメータを幾つかの地質パラメータと共に示しており、2つの重要な点を指摘している。すなわち、

- ・ 測定値の大半はボーリングにより採取されたコアを用いた室内試験から得られており、これは原位置試験のストレスに比べ非常に小さいため、原位置試験の状態を忠実に示しているわけではない。
- ・ 基質部に関するパラメータは小さいスケールを考慮しているに過ぎず、実際には亀裂や岩種の混在の影響が大きい。

表 4.3 グリムゼル試験場における主な岩種の物性値³⁾

Parameter	granite (Central Aare)	granodiorite (Grimsel)	aplite	lamprohyre	units
Density	2660±23.8	2706±13.6	2599±17.4	2909±31.0	kg/m ³
Porosity	0.4-1.0				vol %
uniaxial comp. Strength	169.1±37.1	116.9±47.9	225.6±45.4	127.0±31.8	MPa
Young's modulus E ₅₀	53.3±11.0	47.3±15.4	60.2±8.9	42.4±8.5	GPa
Poisson's ratio	0.37±0.12 0.33±0.03	0.33±0.15	0.40±0.12	0.33±0.17	-
tensile strength	9.06±1.48	9.54±2.17	9.27±0.95	12.55±3.59	MPa
triaxial comp. Strength (σ ₃ ; σ ₁)	5.0 ; 263.0±29.9 10.0 ; 333.0±20.6 20.0 ; 410.0±63.8	5.0 ; 230.0±70.7 10.0 ; 287.0±24.7 20.0 ; 355.0±28.3	5.0 ; 297.0 10.0 ; 395.0 20.0 ; 455.0	5.0 ; 240.0 20.0 ; 226.0±44	MPa
friction angle	(*) 33	(*) 30±2 29	(*) 34 36	32.5±3.5	°
p-wave vel. (specimen)	3111±278	3351±388	2948±428	2120±480	m/s
p-wave vel. (whole rock)	5600±100	5600±100	5400-5700	5700-6100	m/s
therm. conductivity (wet)	2.58±0.19	2.66±0.19	3.31±0.35	2.21±0.45	W/m·K
therm. conductivity (dry)	3.34±0.35	3.22±0.29	5.32±0.49	2.71±0.60	W/m·K
Permeability	5·10 ⁻¹⁷ (10 MPa) 3.5-4.5·10 ⁻¹² (5-15 MPa) 5·10 ⁻¹² (5-30 MPa)				m/s

d) FEBEXドリフトの掘削に伴う水圧変化(DECOVALEX のタスク)

FEBEX ドリフトは、1995 年 9 月 25 日から 1995 年 10 月 30 日にかけて、TBM を用いて掘削された。掘削に伴う周辺岩盤での水圧変化を調査するために、ドリフトと平行に掘削されたボーリング孔 FEBEX95.002(図 4. 7)において間隙水圧が連続的に取得されている。ドリフトの掘削に伴う水圧変化は、水-応力連成現象であり、国際共同研究プロジェクト DECOVALEX^{8), 9)}の中で水圧変動の予測および地下水流入量の予測が、ブラインド試験として行われた^{10), 11)}。本研究における緩衝材内の熱-水-応力連成解析の FEBEX 試験への適用も、DECOVALEX のタスクに関わることから、ここでは DECOVALEX の中で行われた掘削解析とその結果について簡単に記す。

DECOVALEX のブラインド試験では、(1)掘削開始 100 日後におけるトンネル内の坑道口から 54m~71.4m 区間における湧水量、(2)FEBEX トンネルに平行に掘削された試験孔(FEBEX95.002)内の P3 および P4 における間隙水圧の経時変化、の予測が課題であった。

FEBEX ドリフトと試験孔(FEBEX95.002)内の間隙水圧測定区間 P3 および P4 の平面的相関図を図 4. 9 に示す。

本タスクには表 4. 4 に示す研究チームが参加し、各チームが各々の連成モデルを用いて予測を行っている。ANN, CNS, SKB は、湧水量の予測解析は水理解析のみで実施している。また、ANN における間隙水圧変化の予測および DOE における湧水量および間隙水圧変化の予測は、「応力解析→水理解析」の弱連成方式で実施しており、その他のチームは強連成解析を行っている。

各チームが予測した湧水量の値を、実測値(直接実測値および推定値)と比較したものを表 4. 5 に示す。実測値による湧水量の値は 4.5ml/min~8.5ml/min と得られているのに対して、多くのチームは実測値に近い値を得ている。ただし、ANG および JNC は小さな値を、IPS は逆にやや大きな値を見積もっている。しかし、原位置試験における物性値の不確実性および問題の複雑さを考慮するとそれほど深刻な問題ではない¹¹⁾。

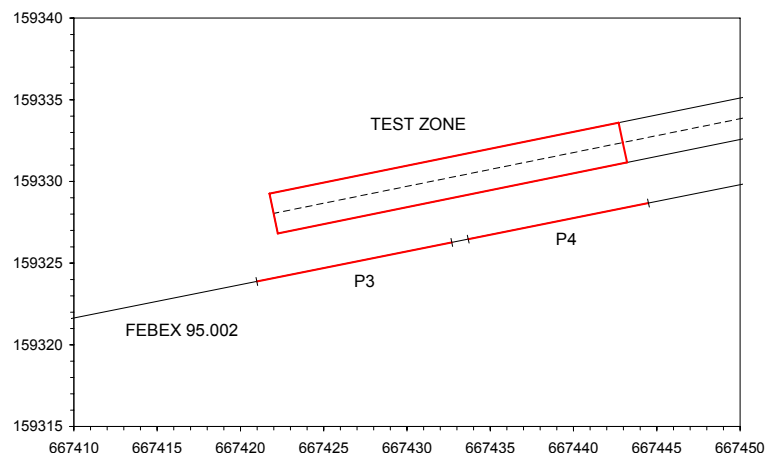


図 4. 9 FEBEX における間隙水圧測定区間(P3, P4)の平面的相関図¹¹⁾

表 4.4 各研究チームが実施した解析の概要¹¹⁾

チーム	解析の概要	基礎式の概要	解析コード	掘削のモデル化
ANG	応力-水理連成解析 3D 等価連続体要素+2D 不連続要素	地下水の連続式+ Darcy 則 力の釣り合い式	ANTHYC 3D	27 ステップで掘削箇所 に相当する要素を削除
ANN	水理解析 (湧水量予測) 応力解析→水理解析 (間隙水圧予測) 3D 連続体要素+2D 不連続要素 透水係数は亀裂の開口幅に依存	地下水の連続式+ Darcy 則 力の釣り合い式	力学; 3DEC 水理; 3FLO	4 ステップで掘削箇所 に相当する要素を削除
CNS	水理解析 (湧水量予測) 応力-水理連成解析 (間隙水圧予測) 3D 等価連続体要素 (異方) +3D 不 連続要素	地下水の連続式+ Darcy 則 力の釣り合い式	水理解析 COSMOS/M 連成解析 FRACON	日中; TBM による載過 応力を負荷 (岩盤部; 50Mpa, 破碎帯部; 10MPa) 夜; 掘削箇所に相当す る要素を削除
DOE	応力解析→水理解析 3D 等価連続体要素 透水係数は亀裂の開口幅に依存	地下水の連続式+ Darcy 則 力の釣り合い式	力学; JAS3D 水理; TOUGH2	6 ステップで掘削箇所 に相当する要素を削除
IPS	応力-水理連成解析 2D 平面解析 等価連続体要素	地下水の連続式+ Darcy 則 力の釣り合い式	—	掘削箇所に相当する要 素を削除
JNC	応力-水理連成解析 3D 等価連続体要素 力学; クラックテンソル理論および Barton&Bandis モデルを組み合わ せた異方非線形要素 ¹²⁾ 水理; 異方不均質モデル	地下水の連続式+ Darcy 則 力の釣り合い式	THAMES	7 ステップで掘削箇所 に相当する要素を削除
SKB	水理解析 (湧水量予測) 応力-水理連成解析 (間隙水圧予測) 3D 等価連続体要素+不連続要素	地下水の連続式+ Darcy 則 力の釣り合い式	ABAQUS	掘削箇所に相当する要 素を削除
SKI	応力-水理連成解析 3D 等価連続体要素	地下水の連続式+ Darcy 則 力の釣り合い式	ROCMAS	掘削箇所に相当する要 素のヤング率を 0 に し, 内部応力および間 隙水圧を 10 時間の間 に 0 にする

表 4.5 坑道壁面からの湧水量に関する各チームの解析結果と実測値との比較¹¹⁾

測定結果	Q(ml/min)	解析値	Q(ml/min)
Estimation before tunnel excavation (borehole hydrotests + steady state radial flow formulae)	8.0	ANG	0.13*
		ANN	6.45
Discrete flow measurement during tunnel excavation (absorbing pads on selected points of the tunnel wall)	8.5	CNS	10.10
		DOE	10.10
Bulk flow measurement in January 1996 (small gauge measuring the overall leaked water)	4.5	IPS	34.53
		JNC	0.39
Discrete flow measurment in April 1996 (absorbing pads on selected points of the tunnel wall)	7.5	SKB	7.01
		SKI	6.94
Bulk flow measurement in May 1996 (small gauge measuring the overall leaked water)	6.7		

一方、間隙水圧の実測値と各研究チームによる解析結果の比較を図 4.10～図 4.13 に示す。各図には間隙水圧の経時変化および掘削深度(m)が示してある。図 4.10 および図 4.11 は試験孔 FEBEX95.002 の測定区間 P4 における値であり、図 4.12 および図 4.13 は測定区間 P3 における値である。解析結果に関しては、図 4.10 および図 4.12 には ANG, ANN, CNS, DOE の 4 チームの結果を、図 4.11 および図 4.13 には IPS, JNC, SKB, SKI の 4 チームの結果を示している。実測値に関しては、P3 区間における間隙水圧は、坑道の掘削面が P3 の位置に近づくとわずかに上昇しており、その後は、掘削面が P3 の位置に侵入していくに従い減少している。これは、坑道表面と P3 区間を連結した亀裂の存在によるものと推察される。一方、P4 区間においては、この区間に相当する奥行き区間を掘削している期間において急激な間隙水圧の上昇が観察された。また、この区間においても掘削を行っていない時間(例えば、夜、週末など)には直ちに間隙水圧は減少していた。そして、坑道の掘削面が P4 区間を通過すると間隙水圧は徐々に減少していった。坑道掘削初期、すなわち、坑道の掘削が直接間隙水圧測定区間 P3, P4 に影響を与えないと考えられる期間(9/25～10/20)においては、間隙水圧は急激には変化しておらず、緩やかな減少傾向を示している。そして、坑道掘削面が間隙水圧測定区間に直接影響を与える前の時点における間隙水圧は P4 区間で 0.66MPa, P3 区間で 0.76MPa であった。

各研究チームによる結果は、大きく異なっている。これは、解析に用いた概念モデルの違い、解析時におけるジオメトリ、境界条件(例えば、掘削のモデル化)や初期条件(例えば、初期応力)などの取扱いの違いによるものと推察される。P4 に関しては、ANN, DOE, IPS, JNC, SKB の各チームは掘削中における間隙水圧の上昇は表現できていない。ANG は P4 相当区間の掘削中における間隙水圧の変化は表現できているが、反応が実測値と逆であり、掘削時に圧力が低下し、掘削休止時に圧力が上昇している。CNS の結果は実測値に良く似た傾向を示しているが、P4 相当区間掘削後には圧力は急激に消散しており、その後、負圧にまでなっている。SKI は最も良い結果を示しているが、解析には実測とは異なる初期応力情報を用いている。P3 区間に関しても傾向は P4 区間における解析結果と同様である。すなわち、掘削時における間隙水圧の上昇を表現できたのは、ANG, CNS, SKI の 3 チームのみである。

掘削終了後は、実測の間隙水圧は緩やかに減少している。この傾向は全てのチームが示しているが、その絶対量には各研究チームで差がある結果となった。

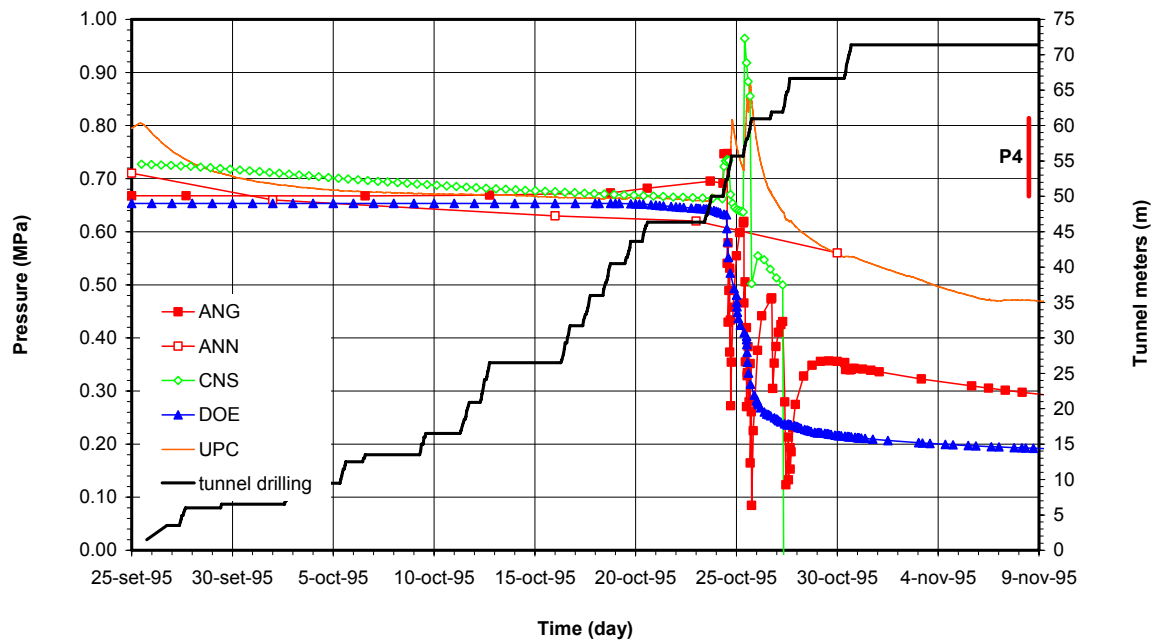


図 4.10 間隙水圧の経時変化に関する各研究チームの解析結果と実測値との比較
(borehole FEEBX 95.002, interval P4)
(ANG, ANN, CNS, DOE)

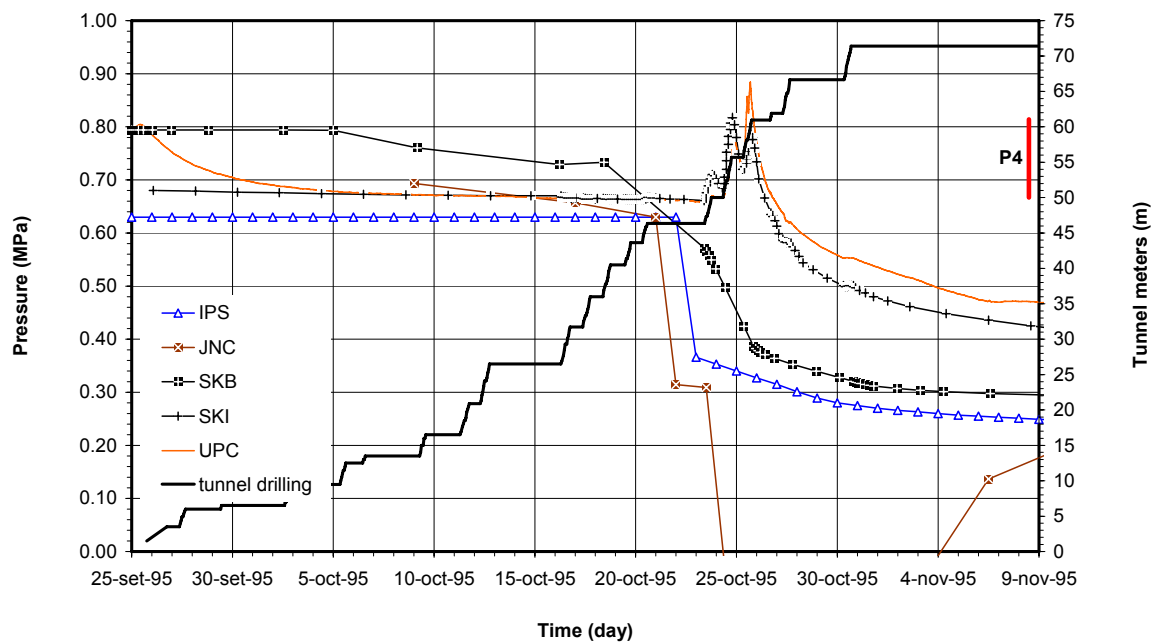


図 4.11 間隙水圧の経時変化に関する各研究チームの解析結果と実測値との比較
(borehole FEEBX 95.002, interval P4)
(IPS, JNC, SKB, SKI)

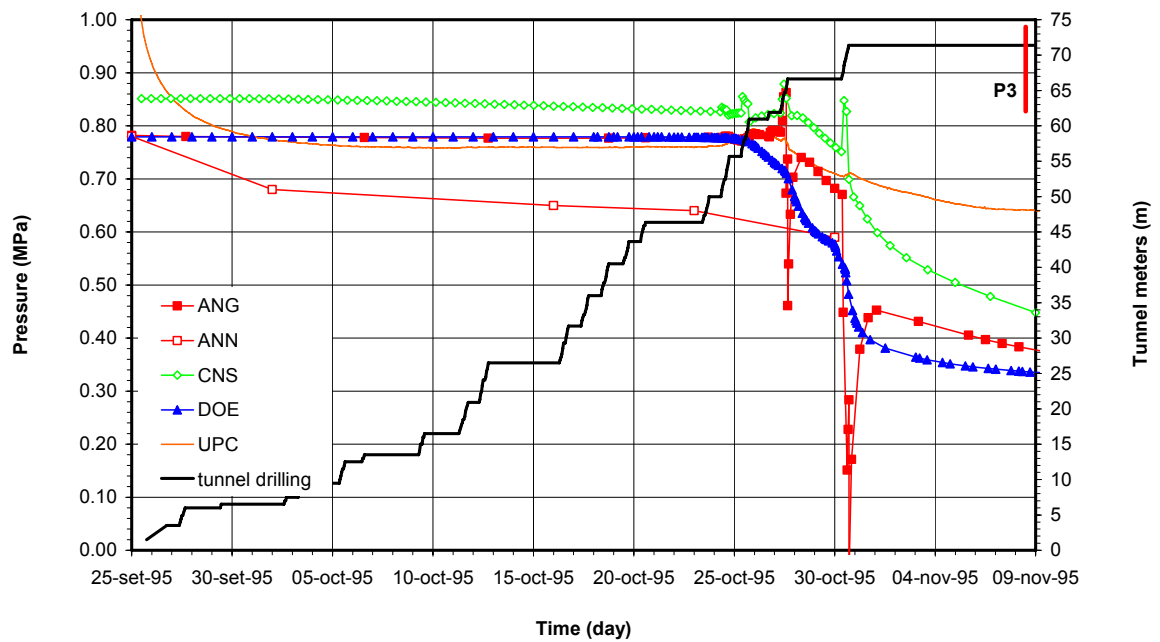


図 4.12 間隙水圧の経時変化に関する各研究チームの解析結果と実測値との比較
(borehole FEEDX 95.002, interval P3)
(ANG, ANN, CNS, DOE)

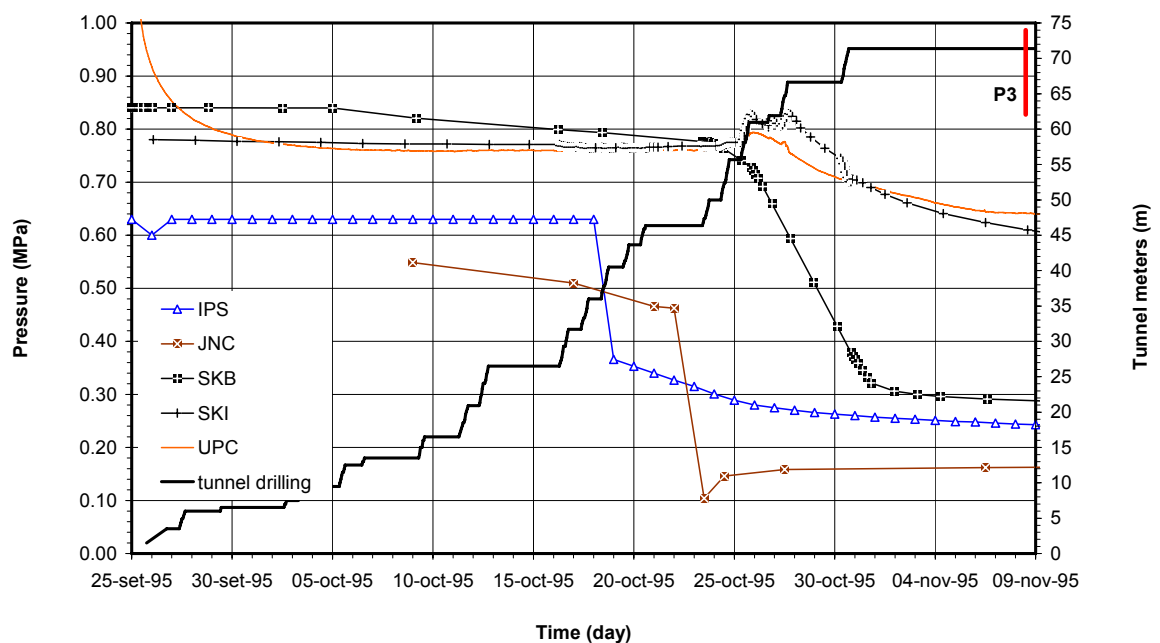


図 4.13 間隙水圧の経時変化に関する各研究チームの解析結果と実測値との比較
(borehole FEEDX 95.002, interval P3)
(IPS, JNC, SKB, SKI)

4. 2. 3 FEBEX ベントナイトの特性

ENRESA ではFEBEXの解析に資するためにベントナイトの物理特性の取得を行っている。ENRESA では主として2種類のベントナイトに関してその基本特性を整理している。1つはベントナイト S-2 と呼ばれるもので、これはFEBEX プロジェクトが始まる前に研究が進められていたベントナイトである。その後、新たなベントナイトが選択され、これが FEBEX ベントナイトと呼ばれている。また透水試験は、蒸留水、地下水(granitic water)、塩水の 3 種類の水を用いて実施されている。ベントナイト S-2 および FEBEX ベントナイトの物性試験は、プロジェクトに関わる多くの機関によって行われてきたが、ここでは、これらの物性値のうち、解析に用いるものについて述べる。

a) 膨潤応力

蒸留水を用いて、異なる乾燥密度に対して膨潤応力が測定されている。回帰曲線は以下のように与えられている。

$$P_s = \exp(6.77\rho_d - 9.07) \quad (4.1)$$

ここで、 P_s は膨潤応力[MPa]、 ρ_d は乾燥密度[g/cm³]である。図 4.14 に、試験より得られた膨潤応力と乾燥密度の関係および回帰曲線を示す。

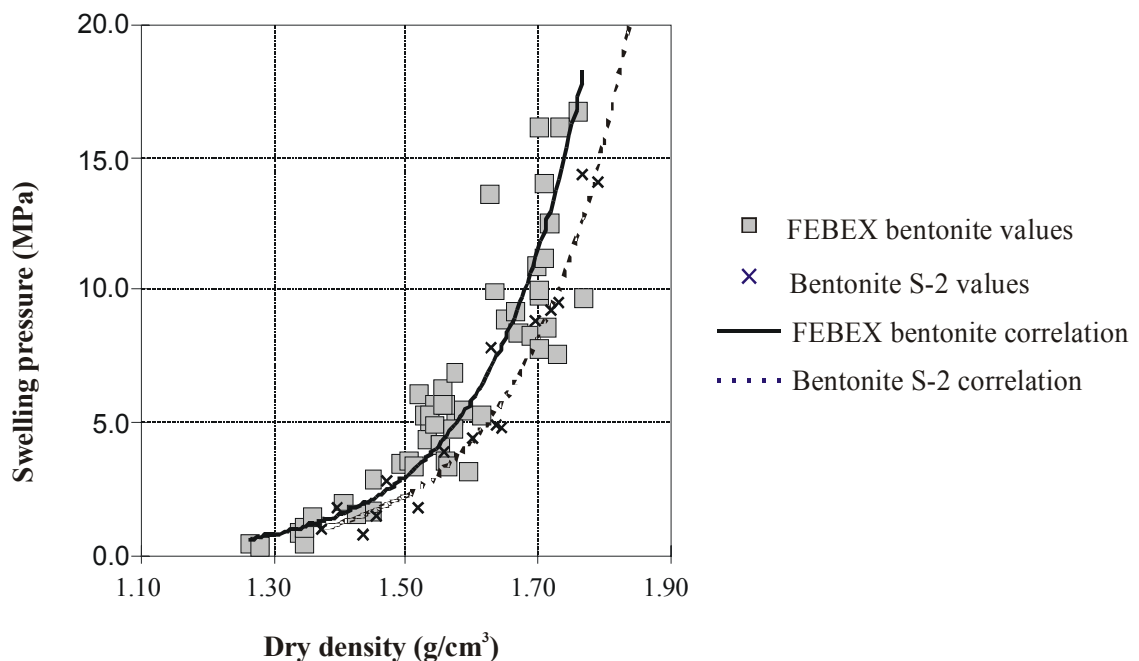


図 4.14 膨潤応力と乾燥密度の関係¹⁾

b) せん断弾性係数

乾燥密度および飽和度を変えて 10 個の供試体を用いた試験を行い，せん断弾性係数が測定されている．試験結果を表 4.6 に示す．

c) 飽和透水係数

従来の透水試験から，飽和透水係数 $k[\text{m/s}]$ が乾燥密度の関数として以下のように得られている．

$$\log k = -6.00\rho_d - 4.09 \quad (\text{乾燥密度 } 1.30\text{g/cm}^3 \text{ から } 1.47\text{g/cm}^3) \quad (4.2)$$

$$\log k = -2.96\rho_d - 8.57 \quad (\text{乾燥密度 } 1.47\text{g/cm}^3 \text{ から } 1.84\text{g/cm}^3) \quad (4.3)$$

間隙水の違い，圧縮方向に対する方向の違いの影響を調べるために条件を変えた試験が行われているが，塩水を用いた試験以外はほぼ同程度の透水係数が得られている．塩水を用いた試験では透水性が高くなる傾向が確認されている．図 4.15 に試験結果を示す．

表 4.6 ベントナイトのせん断弾性係数¹⁾

乾燥密度 (g/cm^3)	含水比 (%)	飽和度 (%)	間隙比	せん断弾性係数 G (MPa)				
				$\sigma_3=0.01\text{MPa}$	$\sigma_3=0.1\text{MPa}$	$\sigma_3=0.2\text{MPa}$	$\sigma_3=0.4\text{MPa}$	$\sigma_3=0.8\text{MPa}$
1.58	14.7	54	0.757	140	207	245	300	370
1.66	13.6	57	0.668	211	223	270		
1.54	3.4	12	0.802	78	106	174	208	326
1.56	2.8	10	0.777	89	106	138		
1.62	24.6	95	0.717	240	270		331	336
1.66	21.3	87	0.677	252	296	370	429	502
1.65	4.7	19	0.685	74	90	137	190	310
1.72	10.4	47	0.615	200	219	293	381	429
1.68	3.7	16	0.652	61	89	141	200	290
1.62	12.7	50	0.713	122	180	240	299	387

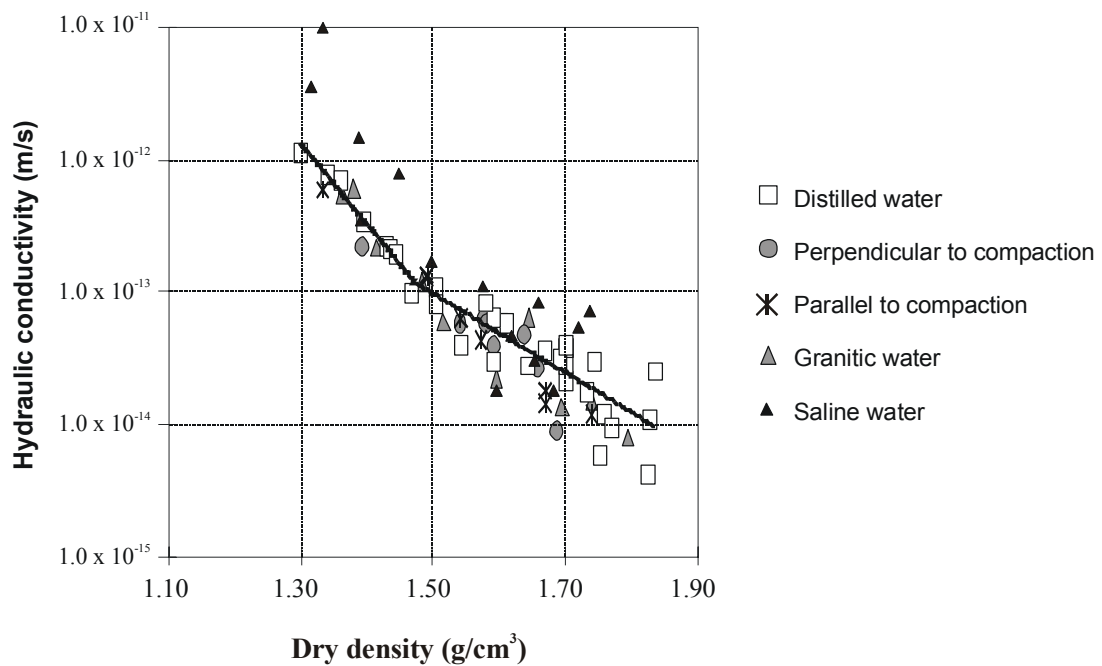


図 4.15 飽和透水係数と乾燥密度の関係 ¹⁾

d) 比透水係数

不飽和透水係数は、一般的に比透水係数と飽和透水係数の積として与えられる。比透水係数 k_r は飽和度 S_r を用いて経験的に

$$k_r = S_r^n \quad (4.4)$$

で表現される。また、CIEMAT および UPC-DIT における浸潤試験、温度勾配下浸潤試験(後述)によって同定されたパラメータ n を表 4.7 に示す。

表 4.7 異なる試験結果から同定された n の比較 ¹⁾

試験	n の値
浸潤試験 (CIEMAT)	4.64
浸潤試験 (UPC-DIT)	3.50
熱-水連成試験 1	3.06
熱-水連成試験 2	1.10
熱-水連成試験 3	1.68

e) 水分特性曲線

緩衝材は体積がほぼ一定の状態で膨潤が生じることから、定体積膨潤試験が行われている。CIEMAT は、サクシヨン制御の可能な圧密試験装置を用い、加圧により体積変化が生じないようにして試験を実施している。UPC-DIT は、焼結フィルター製の容器に供試体を入れ、体積変化が生じないようにして試験を実施した。どちらも蒸気圧法により試験を実施している。

水分特性曲線は次式で示す Van Genuchten 式の係数を同定することにより求められている。

$$\frac{S_r - S_{r\min}}{S_{r\max} - S_{r\min}} = \left[1 + \left(\frac{s}{P_0} \right)^{\frac{1}{1-\lambda}} \right]^{-\lambda} \quad (4.5)$$

また、次式に示す修正 Van Genuchten 式はサクシヨンの値が大きい場合に有効とされている。

$$\frac{S_r - S_{r\min}}{S_{r\max} - S_{r\min}} = \left[1 + \left(\frac{s}{P_0} \right)^{\frac{1}{1-\lambda}} \right]^{-\lambda} \left[1 - \frac{s}{P_s} \right]^{\lambda_s} \quad (4.6)$$

ここで、 s はサクシヨン[Pa]、 $S_{r\min}$ 、 $S_{r\max}$ は最小および最大飽和度、 P_0 、 P_s 、 λ 、 λ_s は材料パラメータである。表 4.8 に浸潤過程において測定されたサクシヨンと飽和度の関係から同定された各パラメータの値を示す。図 4.16 には、試験より得られた水分特性曲線と回帰曲線を示す。

表 4.8 浸潤過程における測定値から同定されたパラメータの値¹⁾

乾燥密度 ρ_d (g/cm ³)	関数式	P_0 (MPa)	λ	$S_{r\min}$	$S_{r\max}$	P_s (MPa)	λ_s
1.70-1.75	van Genuchten(1)	90	0.45	0.00	1.00	-	-
1.70-1.75	modified van Genuchten(2)	100	0.45	0.01	1.00	1500	0.05
1.60-1.65	van Genuchten(3)	30	0.32	0.10	1.00	-	-
1.60-1.65	modified van Genuchten(4)	35	0.30	0.01	1.00	4000	1.5
1.58-1.59	van Genuchten(5)	4.5	0.17	0.00	1.00	-	-
1.58-1.59	modified van Genuchten(6)	2.0	0.10	0.01	0.99	1000	1.3

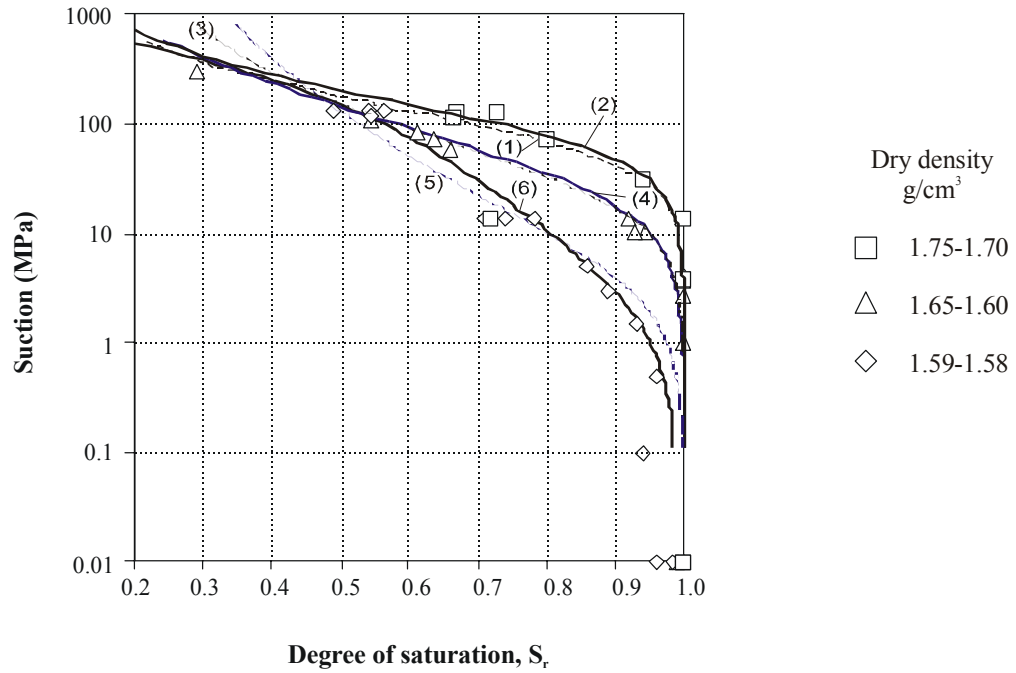


図 4.16 定体積状態で行われた浸潤過程の水分特性曲線(括弧内の数字は表 4.8 に対応)¹⁾

f) 比熱

比熱はベントナイト S-2 に対してのみ測定されている．比熱容量は温度の関数として設定されており，45℃から 150℃の間で次式により関数化されている．

$$C_s = 1.38T + 753.5 \quad (4.7)$$

ここで， C_s は固相の比熱容量， T は温度である．緩衝材全体の比熱 $(\rho C)_m$ は固相と液相の体積比率から次式のように設定する．

$$(\rho C)_m = (1-n)\rho_s C_s + nS_r \rho_w C_w \quad (4.8)$$

ここで， C_w は水の比熱容量， n は間隙率， S_r は飽和度， ρ_s は固相の密度， ρ_w は水の密度である．下付の m は熱的な局所平衡状態を意味する．

g) 熱伝導率

FEBEX ベントナイトの熱伝導率は乾燥密度が 1.6g/cm³ あるいは 1.7g/cm³ の供試体に関していくつかの含水比状態において取得されている．測定された熱伝導率の回帰曲線は以下のようなになる．

$$\lambda_m = 1.28 + \frac{0.57 - 1.28}{1 + \exp\left(\frac{S_r - 0.65}{0.10}\right)} \quad (4.9)$$

表 4.9 線膨張試験結果¹⁾

供試体	初期乾燥密度 (g/cm ³)	含水比 (%)	温度変化 (°C)	線膨張係数 (1/°C)
1	1.68	14.42	22.6 → 14.8	5×10^{-5}
2	1.68	14.42	16.6 → 41	8×10^{-5}
3	1.71	12.53	31 → 51	21×10^{-5}
4	1.71	12.53	51 → 41	6×10^{-5}

h) 線膨張係数

直径 38mm，高さ 78mm の防水した円筒形の圧縮ベントナイト供試体を，温度 14°C から 50°C に制御した恒温水の中で暖め，その時のひずみ量から線膨張係数 α_s を求めている．表 4.9 に試験結果を示す．線膨張係数の平均値は， $1.0 \times 10^{-4}/^{\circ}\text{C}$ となっている．

i) 熱－水連成試験

温度勾配下の水分移動挙動を観測するために，UPC-DIT において円筒形(直径 38mm，長さ 76mm)の供試体を用いた熱－水連成試験が行われている．供試体の片端に一定の熱量を与え、反対の端面の温度を固定できるようになっている．供試体の周囲には 5.5cm の厚さの断熱材が巻いてある．また，供試体への熱量の負荷を確実にするために，2 つの供試体がヒーターを挟んで上下対称に設置されている．試験では 2.6W の一定熱量が負荷され，供試体の熱負荷側の温度は 70～80°C で一定となった．低温側は，循環水により 30°C に固定している．試験中は供試体の両端および供試体内部の 3 点で温度の経時変化が計測されている．試験終了後，供試体を 6 分割し，各部分の含水比が得られている．供試体の乾燥密度は 1.68g/cm^3 で，含水比は 15.3，16.9，17.1% の 3 種類に対して試験が実施されている．温度は試験開始から約 10 時間後にほぼ定常となっている．

この試験は，温度勾配水分拡散係数を求めるために本研究でも解析を行っている．実測値は後述のキャリブレーションの際に示す．

4. 2. 4 解析における物性値の取扱い

a) ベントナイト

第 2 章，第 3 章で取り扱ってきたベントナイトは，日本産のクニゲル V1 であったが，ここで扱う FEBEX ベントナイトはスペイン産ベントナイトである．ベントナイトの種類によ

る物理的メカニズムに本質的な相違はないが、処分場建設の概念が違うことや解析モデルが違うことから得られている物性値が異なる。ここでは、それらの取扱いについて述べる。

弾性係数テンソル

線形弾性を仮定すると、弾性係数テンソルは 2 つの独立したパラメータにより表現できる。FEBEX ベントナイトに対してはせん断弾性係数 G のみが得られており、パラメータが不足していることから、ここでは体積変化は後述する膨潤応力と熱応力のみによって生じるものと仮定し、ポアソン比 $\nu=0.5$ を仮定する。

また、せん断弾性係数を乾燥密度と飽和度の線形関数と仮定して表 4.6 のデータから回帰分析を行い、以下の式を導いた。

$$G = -234.7 + 176.0\rho_d + 2.1S_r \quad (4.10)$$

ただし、単位は $G[\text{MPa}]$, $\rho_d[\text{g/cm}^3]$, $S_r[\%]$ である。

膨潤応力

膨潤試験で得られている膨潤応力 P_s (式(4.1))は、第 2 章で示した膨潤評価式(2.1)で表現される最大膨潤応力に対応する。ただし、膨潤評価式に対応するデータが不足しているため、最大膨潤応力に対して式(4.1)を直接用いる。膨潤評価式を用いると乾燥密度だけでなく、温度の関数として表現されるが、FEBEX ベントナイトの膨潤応力に対しては、温度の影響は考慮されておらず、乾燥密度のみの関数となっている。

一方、不飽和領域での膨潤応力に関する関数 F は、表 2.4 の (b), (c) を用いた。日本産のクニゲル V1 では、(a) または (e) のような飽和度が低い領域での膨潤応力の発生が顕著なモデルを用いると実測値と整合した結果が得られたが、後述の解析でうまく表現できなかったため、これらを与えることとした。

不飽和水分拡散

第 2 章で述べたように、ベントナイトの不飽和領域での水分移動は、式(2.2)で表されるモデルを用いる。このモデルは、物理的意味が明確である。

$$q_i = -\rho_w \left[(D_\theta)_{ij} \theta_{,j} - (D_T)_{ij} T_{,j} \right] \quad (2.2)$$

このとき、式(4.4)で示した比透水係数は等温条件下で評価しているため、得られている比透水係数から D_θ のみ決定することができる。水分拡散係数 D_θ と比透水係数 r_k の関係は、以下のように表すことができる。

$$(D_{\theta})_{ij} \frac{\partial \theta}{\partial \psi} = r_k \frac{\rho_{w0} g K_{ij}}{\mu_w} \quad (4.11)$$

表 4.7 には温度勾配下における試験から同定した比透水係数の値も示してあるが、本研究では、中間の値として $n=3.0$ を用いることとする。この値を式(4.11)に適用すると、水分拡散係数は、図 4.17 のようになる。水分拡散係数は、U 字型になっている。水分拡散係数が体積含水率に対して U 字を描くことは第 2 章でも述べたが、これにより ENRESA および UPC で得られた比透水係数の妥当性も確認することができた。

温度勾配水分拡散係数 D_T は、4.2.2 i) で記した熱-水連成試験から D_T に関する感度解析を行い、実測された含水率分布と合うように決定した。図 4.18 に試験結果と同定した D_T を用いた解析結果を示す。このとき、 D_T の値は以下のように決定された。

$$D_T = 2.0 \times 10^{-11} \text{ [m}^2\text{/s/K]} \quad (4.12)$$

b) その他の材料物性

周辺岩盤およびコンクリート、ヒーター部分の物性値を表 4.10 にまとめて示す。周辺岩盤は等方均質と仮定し、トンネル部分も岩盤と同じ物性を与えている。ヒーター部分は剛体、不透水とし、温度解析のみ行っている。物性値は文献⁷⁾を参考にしている。

本来、岩盤は先述の節 4.2.2 のように不均質であり異方性も有しているが、DECOVALEX のタスクの結果から、岩盤のモデル化には課題が残されていること、および、本研究では緩衝材の挙動を主に対象としていることから、ここでは簡単に等方均質と仮定している。

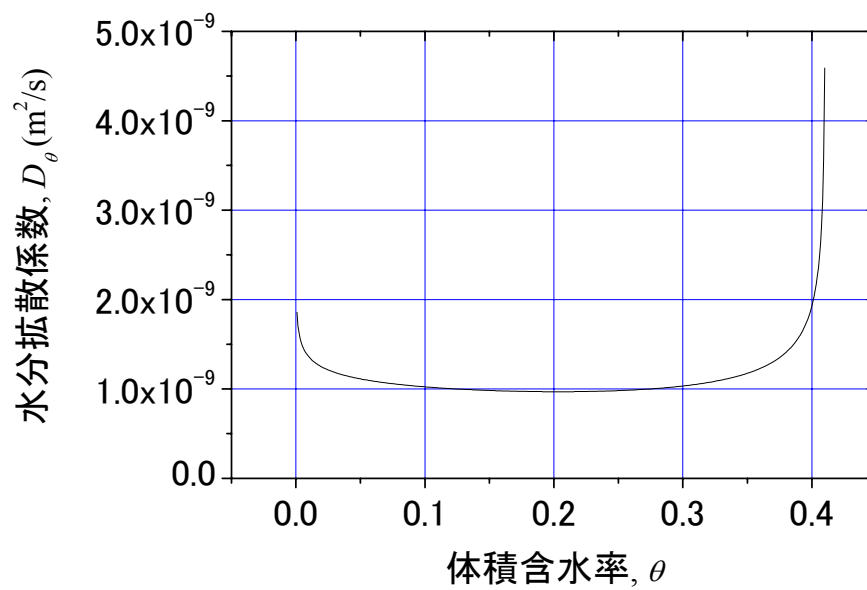


図 4.17 FEBEX ベントナイトの水分拡散係数

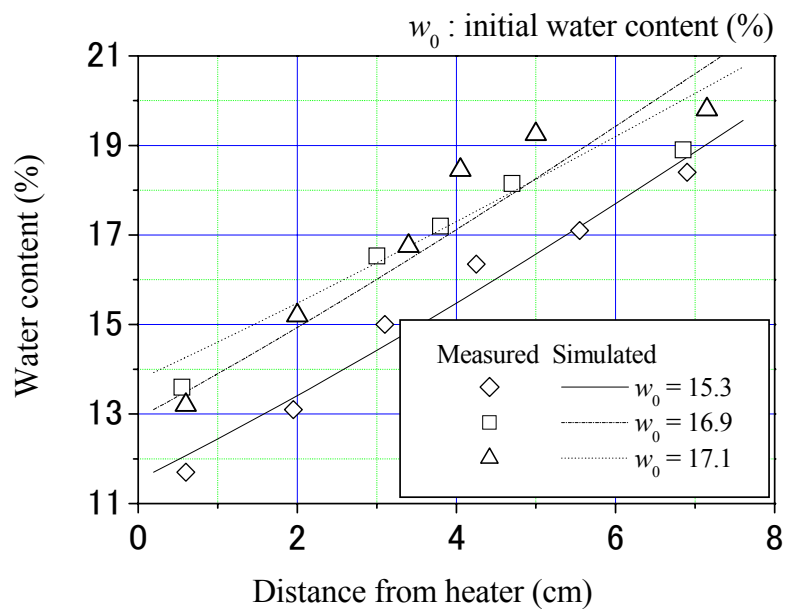


図 4.18 熱－水連成試験からの D_T の同定

表 4.10 ベントナイト以外の物性値

		岩盤	コンクリート	ヒーター
単位体積重量[kg/m ³]		2640	2300	7000
ヤング係数[MPa]		3200	2500	剛体
ポアソン比[-]		0.25	0.1667	
透水係数[m/s]		1.0×10 ⁻¹²	1.0×10 ⁻¹²	不透水
VG パラメータ	θ _s [-]	1.6×10 ⁻²	1.6×10 ⁻²	
	θ _r [-]	0	0	
	α[1/m]	8.0×10 ⁻³	8.0×10 ⁻³	
	n[-]	1.6	1.6	
比透水係数[-]		Mualem モデル ¹³⁾ $S_e^{1/2} \left(1 - \left(1 - S_e^{1/m} \right)^m \right)^2$		
温度勾配水分拡散係数		考慮しない		
熱伝導率[W/m/K]		3.3	1.88	200
比熱容量[kJ/kg/K]		0.92	0.75	0.4
線膨張係数[1/K]		2.5×10 ⁻⁵	1.0×10 ⁻⁵	1.0×10 ⁻⁵

4. 2. 5 解析条件および解析結果

a) 解析条件

FEBEX 原位置試験のシミュレーションのための解析モデルを図 4. 19 に示す。廃棄体を模擬したヒーターとそれを囲む緩衝材の人工バリアを中心に、影響範囲を考慮して岩盤部を処分坑道から十分遠くまでモデル化した。要素数は 5760, 2 次要素で節点数は 26401 とした。原点は坑道中心軸上の、緩衝材(ベントナイト)とコンクリートプラグの境界面と交わる点とし、長手方向緩衝材側を x 軸正の向きに取り、鉛直上向きを z 軸正とする。 y 軸は右手系で表した向きとする。岩盤を均質モデルとしたため、坑道を中心に左右対称と見なし、 y 軸正の方向のみを解析範囲とした。また、簡単のために、トンネル部分は岩盤と同じ物性値を与えている。

解析の初期条件は人工バリア設置および坑道埋め戻し直後を想定しているが、掘削に伴う岩盤部の水圧変化は考慮せず、岩盤部およびコンクリートプラグとトンネル部分で 100m の全水頭を与えた。緩衝材には含水比 14%に相当する圧力水頭-9194.7m を与えた。また、全領域で温度を 10°Cとした。

境界条件は、 $y=0$ の面以外で、温度および全水頭を固定する。ヒーターからの熱量は試験と同様に、20 日まで 1 本辺り 1200W, その後 20 日間を 2000W とし、53 日以降ヒーターの温度を 100°Cに固定した。

物性値は、前の小節で示したとおりであるが、不飽和での膨潤応力に関するパラメータ F は、試験的に 2 種類用いた。また、岩盤の透水係数も 2 種類計算に用いた。すなわち、

$$\text{Case1} \quad : \quad F = 2\sigma_{swmax} S_r \frac{\partial S_r}{\partial \psi} \text{ (表 2. 4 (c))} \quad \text{岩盤の透水係数}=1.0 \times 10^{-12} \text{ [m/s]}$$

$$\text{Case2} \quad : \quad F = 2\sigma_{swmax} (1 - S_r) \frac{\partial S_r}{\partial \psi} \text{ (表 2. 4 (b))} \quad \text{岩盤の透水係数}=1.0 \times 10^{-12} \text{ [m/s]}$$

$$\text{Case3} \quad : \quad \text{岩盤の透水係数}=2.0 \times 10^{-9} \text{ [m/s]}$$

である。ただし、最大膨潤応力 σ_{swmax} は式(4.1)の P_s に等しい。Case1 を基準として、Case2 はパラメータ F の影響を確認するためのケースで、すなわち、飽和に至る過程での膨潤応力の発生メカニズムに関するものである。また、Case3 は岩盤の透水性の影響を評価するためのケースであり、応力計算は行わなかった。

b) 解析結果

解析結果を図 4. 20 から図 4. 30 に示す。図 4. 20 から図 4. 25 は Case1 の結果、図 4. 26 は Case2 の結果、図 4. 27 から図 4. 30 は Case3 の結果をそれぞれ示す。Case1 に関しては、ヒーターからの熱流量、緩衝材内の観測点における温度、相対湿度、応力、岩盤内の観測点

における温度、水圧を図示しており、Case2 に関しては、応力以外は Case1 の結果と酷似していたため、他の値は省略した。

図 4.20 は Case1 のヒーターからの熱量の経時変化である。ヒーターからの発熱を開始した時間を $t=0$ としており、 $t=53$ 日までは先述のように発熱量が直接境界条件として与えられている。 $t=53$ 日以降ではヒーターが 100°C で一定になるようにヒーターからの発熱量が制御されており、この間の熱量が得られている。実際の発熱量の値を見ると、2つのヒーターの出力は異なった値となっているが、解析ではほぼ同じ熱量となった。これは岩盤を当方均質に設定したことに起因すると考えられるが、実測値と計算値はよく一致していると言える。ところで、解析における発熱量は、ヒーターに対する要素で温度を固定(基本境界)し、全領域での変位、全水頭、温度を求めた後、有限要素法定式(2.57)をもう一度計算して求めている。

図 4.21 は Case1 での観測点における温度の経時変化を示したものである。観測点は、同図下に示す断面 D1 および G における点 c である。観測点は断面 D1 における点 c を D1c のように表している。熱量と同様、計算値と実測値はよく一致している。

図 4.22 は Case1 での観測点における相対湿度の経時変化を示している。観測点は、断面 E1 および H における点 a, b, c である。点 a が最もヒーターに近く、点 c が最も岩盤側である。相対湿度は、サクションと温度を用いて、以下の式で表される。

$$\frac{p}{p_0} = \exp\left(\frac{\psi}{RT}\right) \quad (4.13)$$

ここで、 p/p_0 は相対湿度、 R は気体定数である。

計算された相対湿度は、実測値と比較すると、岩盤側および中央の観測点 b, c では比較的整合しているものの、ヒーター側の点 a は、E1a, Ha 共にやや異なった挙動となっている。これは、蒸気の移動を温度勾配拡散係数として表現したことや、温度勾配水分拡散係数が本来、体積含水率や温度の関数であるにも関わらず、本解析では定数としたことなどが原因と考えられる。しかし、傾向は良く表現できていると言える。

図 4.23 は、Case1 での観測点 E2d における半径方向の応力の経時変化を表している。解析初期でやや異なっているが、それ以降は実測値と比較的良く一致しているといえる。

図 4.24 は、Case1 の岩盤内の観測点における温度の経時変化を示したものである。トンネルからの距離が遠いほど観測値と解析値の差が大きくなっているが、これは解析領域の影響や岩盤の物性値の不均質性など様々な要因が考えられる。

図 4.25 は、Case1 の岩盤内の観測点における水圧の経時変化である。実際には、飽和であるが、解析では不飽和となっており、解析と実測値は異なるものとなっている。これは緩衝材のサクションによって地下水が引っ張られたことに起因し、岩盤のパラメータなどの影響が大きいと考えられる。

図 4.26 は、Case2 の緩衝材内の観測点における応力の経時変化を示したものである。先述のように、Case2 は、不飽和膨潤特性を検討するためのケースであり、パラメータ F の影響を調査するために行った。同図から、実測値と解析値は Case1 より異なる結果となっている。第 2 章で示した室内試験の場合、膨潤応力は初期に大きく発生しており、関数 F は飽和度に対して上に凸の場合に実測値と解析値が良く一致したが、本章での解析により、この原位置試験では下に凸、すなわち飽和度が低いときは膨潤応力の発生割合が小さいことになる。これは、本試験のベントナイトをブロックとして設置しているためと考えられる。地下水の浸潤に伴うベントナイトの膨潤が、膨潤応力としてではなく、膨潤ひずみとしてブロック間やブロックと岩盤の隙間の閉鎖に働いていると予想される。これは、緩衝材をブロックとして設置する場合、初期の膨潤応力はあまり期待できないことを意味している。ただし、関数 F は本来、ベントナイトの持つ材料特性であるため、ブロック間の隙間などの影響は境界値問題として扱うべきであり、今後の課題と考えている。

また、図 4.27、図 4.28 はそれぞれ Case3 の緩衝材内の観測点における温度および相対湿度を表したものである。温度は Case1 とほとんど変わらないものの、相対湿度は比較的早期に大きくなっている。すなわち、岩盤の透水係数が大きいことで、岩盤側からの水の供給が豊富であるために緩衝材の浸潤が早くなっており、実測値とやや異なっていることがわかる。図 4.29、図 4.30 は同じく Case3 の岩盤の観測点での温度および水圧の経時変化を示しているが、水圧は正となっており、解析期間中、飽和であることを意味している。実測値とはやや違いがあるものの、水圧が徐々に回復する傾向は表現できている。これらの結果から、緩衝材および岩盤における実測値との完全な整合は難しいものの実現現象は十分に表現できることがわかった。

FEBEX 原位置試験は、廃棄体設置が横置き方式であった。これまで、廃棄体縦置き方式に対する原位置試験およびシミュレーションの可能性については、岩手県の釜石旧鉱山における熱負荷試験の評価などにより確認されてきたが、この研究により、廃棄体の設置方式や緩衝材の違いなどによる連成現象の本質的な違いはなく、同様のアプローチにより将来予測が可能であることを示すことができた。

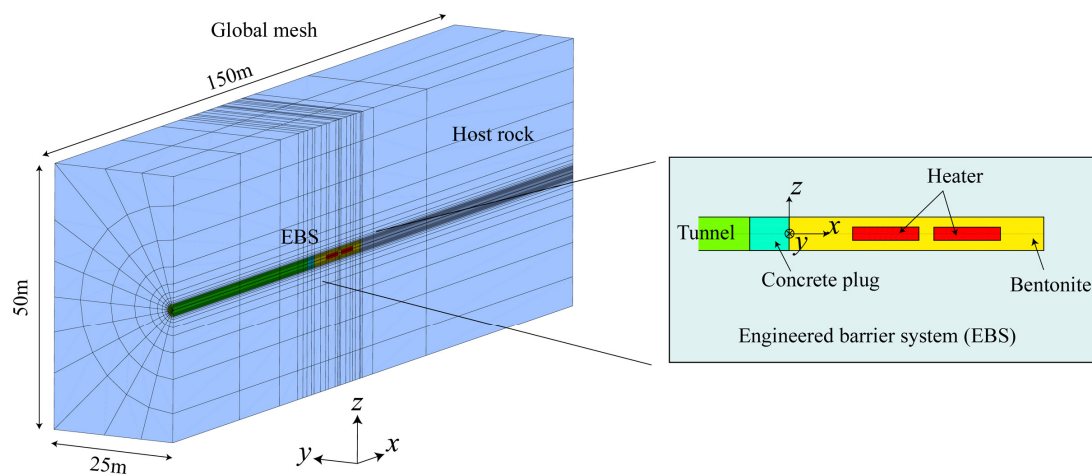


図 4.19 FEBEX 原位置試験の解析モデル

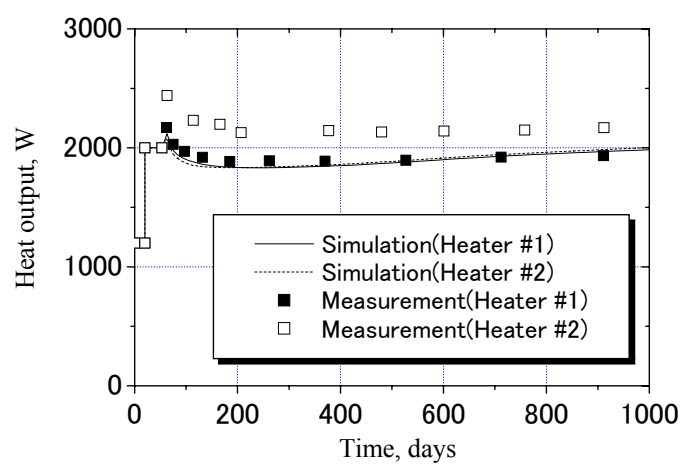


図 4.20 Case1 のヒーター出力の経時変化の比較

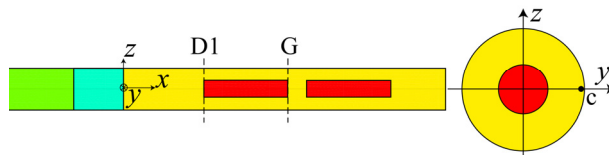
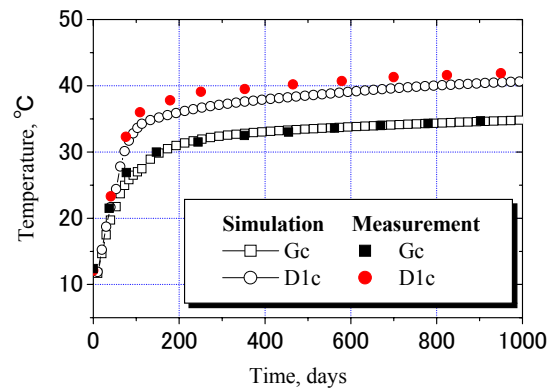


図 4.21 Case1 の観測点における温度の経時変化

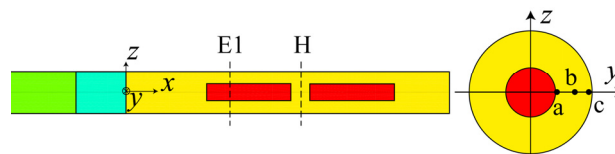
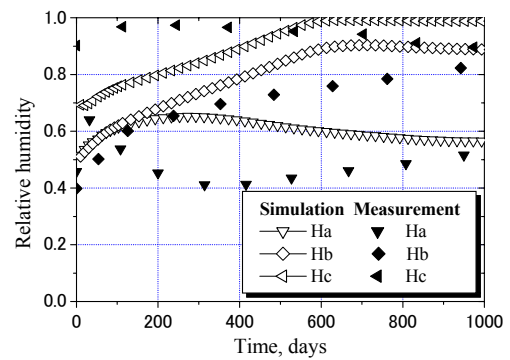
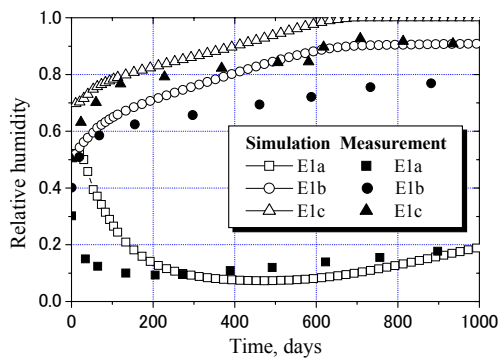


図 4.22 Case1 の観測点における相対湿度の経時変化

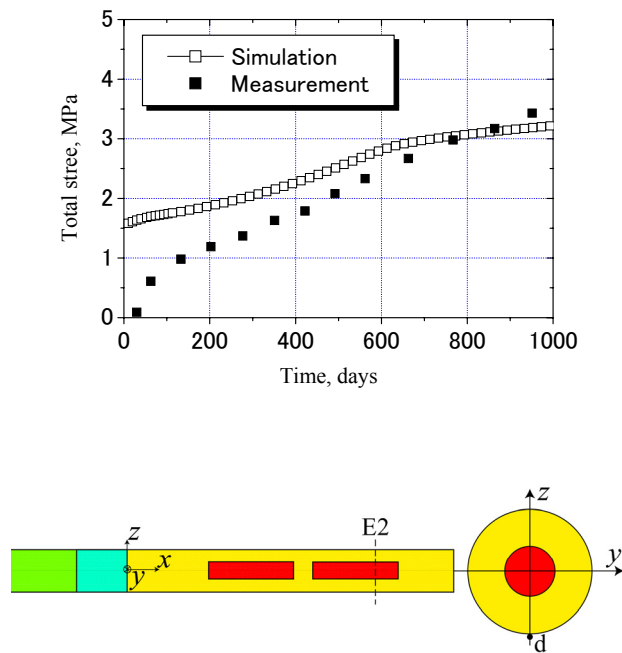


図 4.23 Case1 の観測点 E2d における応力の経時変化($F=\text{Tabel2.4(c)}$)

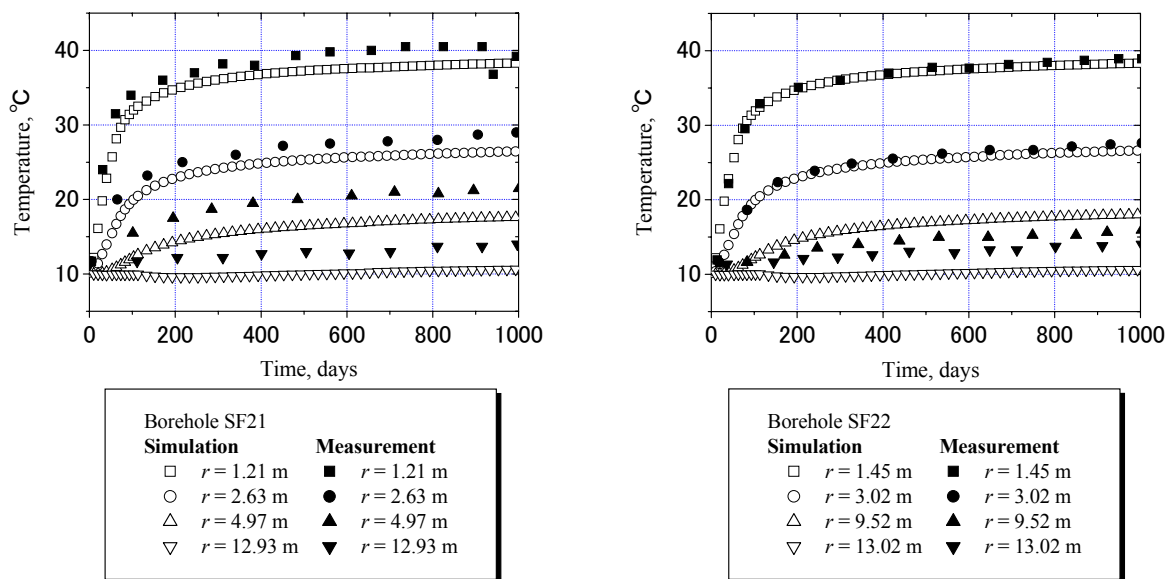


図 4.24 Case1 の岩盤における温度の経時変化

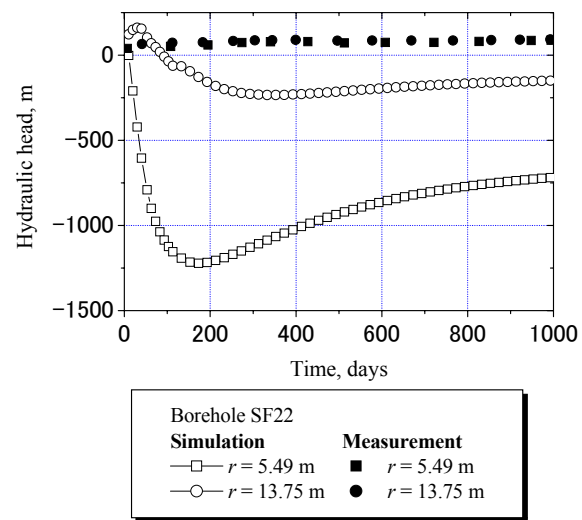


図 4. 25 Case1 の岩盤における全水頭の経時変化

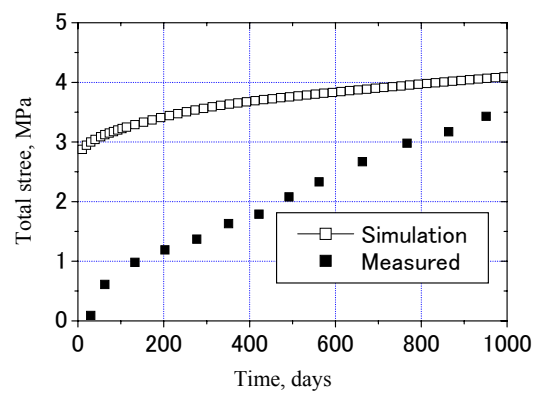


図 4. 26 Case2 の観測点 E2d における応力の経時変化($F=\text{Table 2.4(b)}$)

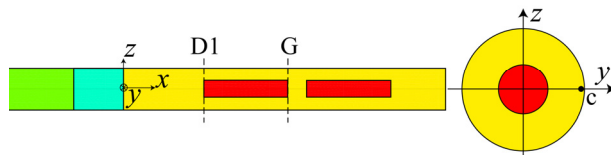
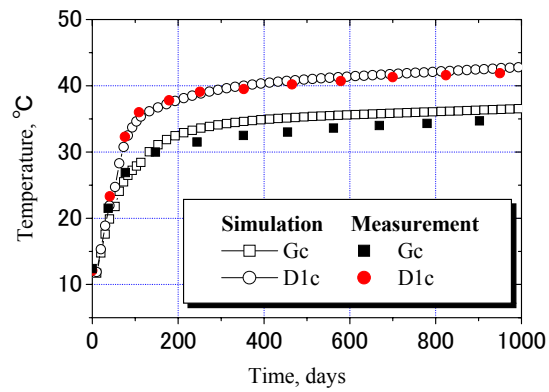


図 4.27 Case3 の観測点における温度の経時変化

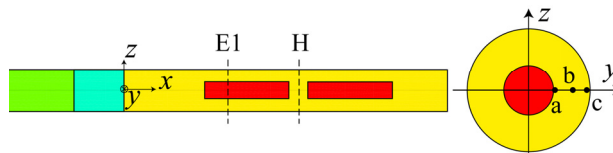
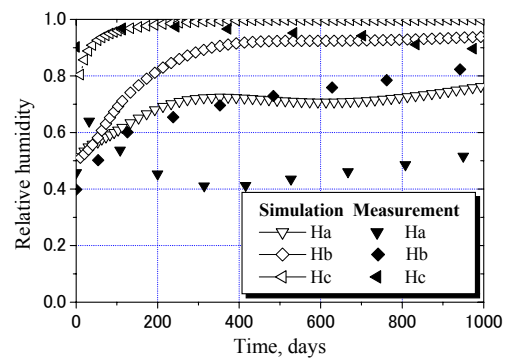
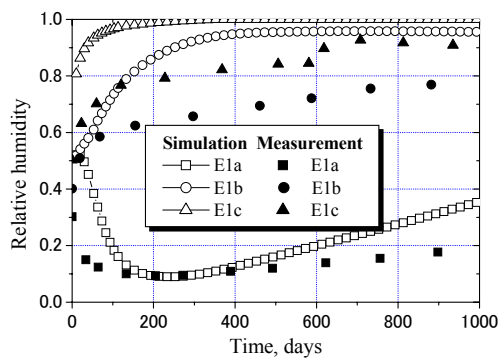


図 4.28 Case3 の観測点における相対湿度の経時変化

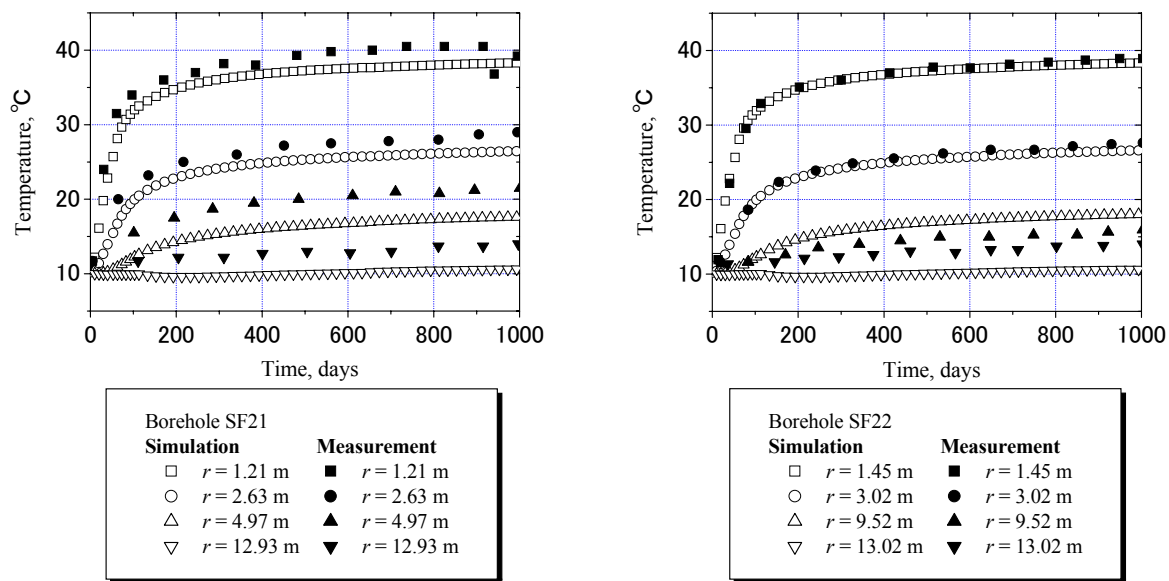


図 4.29 Case3 の岩盤における温度の経時変化

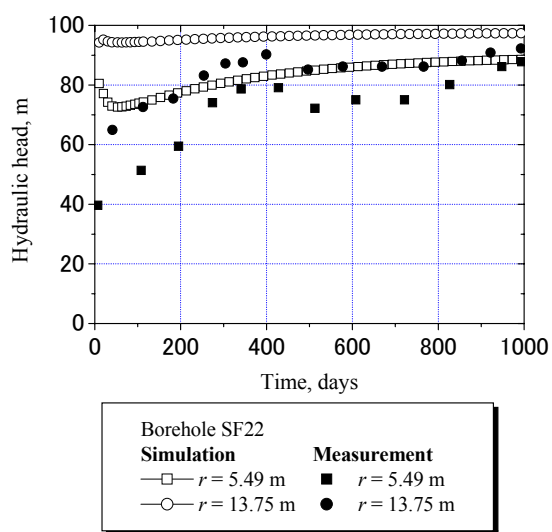


図 4.30 Case3 の岩盤における全水頭の経時変化

4. 3 Prototype Repository プロジェクト

4. 3. 1 エスポ地下研究施設(HRL)の概要²⁾

スウェーデンでは、使用済燃料深地層処分場の正確な設計および立地はまだ決定されていないが、20 年以上にわたって、様々なデータが室内および原位置における広範な研究活動を通じて収集されている。スウェーデン使用済燃料および廃棄物管理会社(SKB)は、現在得られている知識をまとめ、深地層処分場で使用される手法を実際の自然条件の下で実証するために、エスポ島に地下実験施設(Äspö Hard Rock Laboratory(HRL), エスポ地下研究施設)を建設した。エスポ地下研究施設は、Oskarshamn 原子力発電所の近くに有り、その深度は約 460 メートルで、坑道の総延長は 3600 メートルである。

エスポ地下研究施設の目的は、処分で想定される深度の乱されていない地下環境に、研究開発とデモンストレーションの場を与えることにある。つまり、

- ・ サイト調査手法の開発
- ・ モデルの検証
- ・ 天然および人工バリアの機能の確認
- ・ 処分技術のデモンストレーション

が試験の焦点であり、1986 年以降次のような活動が展開されている。

エスポ地下研究施設における試験は 3 段階(サイト調査段階、建設段階、操業段階)に分けられている。サイト調査段階(1986-1990)においては、サイト調査および詳細な特性調査に関する様々な方法がテストされてきた。また、これらのデータを用い、地質構造モデルの作成、建設段階における水理場の変化予測などが実施された。建設段階(1990-1995)には、地表面下 460 メートルまでの坑道の掘削、ベンチレーションのための立て坑掘削などが実施され、また同時に、さらなる地質調査も実施された。また、地下水の化学的性質や地下水流動の変化なども計測された。こうして得られた結果は、坑道掘削前に実施された予測、すなわち、岩種の分布、破碎帯の分布、地下水の化学的性質の変化、地下水流動に関する予測などのチェックに用いられた。操業段階は 1995 年半ばから開始された。以下に各フェーズの概要を示す。

a) サイト調査(1986-1990 年)

エスポ地下研究施設では、サイト調査および詳細な特性調査に関する様々な方法がテストされてきた。これらの方法は今後、深層処分候補サイトの特性調査に使用されることになる。また、こうした調査により、岩盤の局所的な特性に深地層処分場を適合させる方法に関する情報や、深層処分場の安全評価にとって重要なデータも入手される。地表およびボアホール調査の結果が、エスポ地下研究施設が建設された岩盤内の様々な条件をモデル化するために利用されている。これらのモデルは、岩種の分布、破碎帯の位置および特徴、地下水の化学的な特性、研究施設地下部分の建設が地下水の移動に及ぼすと予想される影

響などを記述するものである。

b) 建設期間(1990-1995 年)

建設期間には、坑道掘削と平行して広範な調査が実施された。地下水の化学的性質や地下水流動の変化が、建設期間中および期間後に記録された。そしてこうして新たに得られた結果が、坑道掘削が始まる前になされた予測、すなわち岩種の分布、破碎帯、地下水の化学的性質および地下水流動に関する予測のチェックに用いられた。

その結果、予測と坑道内で観測された実際の結果の間には良好な一致が見られた。HRLの国際モデル化タスクフォースにおいて、地下水流に関する3次元モデルシミュレーションが行われ、これらのモデルが実際の条件を要綱に表していることが示されている。

c) 操業期間(1995 年-)

エスポ研究施設の建設は1995年に完了し、この時点から使用済燃料の定置に使用される技術の開発、試験および実証を目的とした計画が開始された。この技術を深地層処分場で使用する前に、エスポ地下研究施設の現実的な環境において様々な試験が実施された。

エスポ地下研究施設は国際的にも大きな関心を集めている。このプロジェクトへの参加契約に署名している国として、カナダ、フィンランド、フランス、ドイツ、日本、スペイン、スイスおよびイギリスが挙げられる。

このエスポ地下研究施設での作業は、今では廃山となっている Stripa 鉄鉱石鉱山で1977年に開始された現実的な深層処分場環境における国際協力と現場実験の伝統を受け継ぐものである。

操業段階の試験の目的は以下の通りである。

- ・ サイト調査段階における調査手法の検証
- ・ モデルの検証
- ・ 天然および人工バリアの機能の確認
- ・ 処分技術のデモンストレーション

4番目のデモンストレーションのためには種々の要因に関して試験を行う必要がある。これらの要因を満足するためにHRLにおいて以下の試験が実施されている。

- ・ Prototype Repository
- ・ Demonstration of Deposition Technology
- ・ Canister Retrieval Test
- ・ Backfill and Plug Test
- ・ Long Term Test of Buffer Material (LOT Project)

Prototype Repository は、実際の処分を模擬した実規模の試験であり、処分坑道内に6本の模擬処分を行う。この試験の目的は、処分場の総合機能に関するデモンストレーションと解析モデルによる解析結果との比較を行うことである。この試験には、処分坑道の構造モ

デル作成手法の確認，処分孔の掘削工法の確認，緩衝材・キャニスター・埋め戻し材の定置技術の確認，プラグの構築，計測機器の設置などが含まれている。

Demonstration of Deposition technology は，4 本の実規模の模擬処分孔において実施される。この試験の目的は，実際の処分において必要な定置技術，定置装置などを開発および確認することである。そのために，この試験では，放射線を隔離するという条件の下で緩衝材およびキャニスターを定置するための装置を実規模で製作する。

Canister Retrieval Test においては，2 本の実規模の処分孔を使用し，再取り出しのため処分坑道の埋め戻しは行わない。この試験の目的は，飽和した緩衝材の中からキャニスターを取り出す技術を確認することである。

Backfill and Plug Test においては，処分坑道の埋め戻しおよびプラグの構築が実施される。この試験の目的は，種々の埋め戻し材の比較，埋め戻しおよびプラグ構築技術の確認，および埋め戻し材，プラグ，岩盤の総合機能に関する研究を実施することである。この試験で開発された技術は，Prototype Repository においても実施される。

Long Term Test of Buffer Material (LOT Project)は，実際よりは小規模のサイズにおいて実施される試験である。この試験の目的は，人工バリアの長期の挙動について観測することである。

4. 3. 2 Prototype Repository プロジェクトの概要

a) 試験の概要

本節では，これらの試験のうち，実規模で実施する連成試験である Prototype Repository についてその試験の詳細を記述する。

この試験の主な目的は以下の通りである。

- ・ KBS-3 コンセプトの具現化
- ・ 処分場のふるまいの観察とモデル(概念および理論)による予測との比較
- ・ 工学的な基準と品質保証方法の開発，試験，デモンストレーション
- ・ 処分場設計，建設手順の模擬
- ・ 最低 20 年に及ぶ長期のオペレーション
- ・ 参加各機関のモデルに対する信頼性確保

Prototype Repository は釜石粘土充填・熱負荷試験¹⁴⁾や先述の FEBEX¹⁾などと比べ，これまでにない特徴として「設計，建設，操業までの一連の作業が実規模で行われること」，「ガスの挙動評価」，「化学，微生物の影響観察」などがある。また，図 4. 31 に示すように処分坑道内に計 6 本のキャニスターを設置し，これらの相互作用などについての観察も行う。各試験ピットでは図 4. 32 に示すような形状のキャニスターおよびベントナイトブロックが設置される。岩盤とベントナイトブロックとの隙間にはベントナイトペレットが充填される。処分坑道は図 4. 31 に示すように 2 つのセクションに区分けされており，セクション II

の試験期間は約 5 年，セクション I の試験期間は約 20 年である．

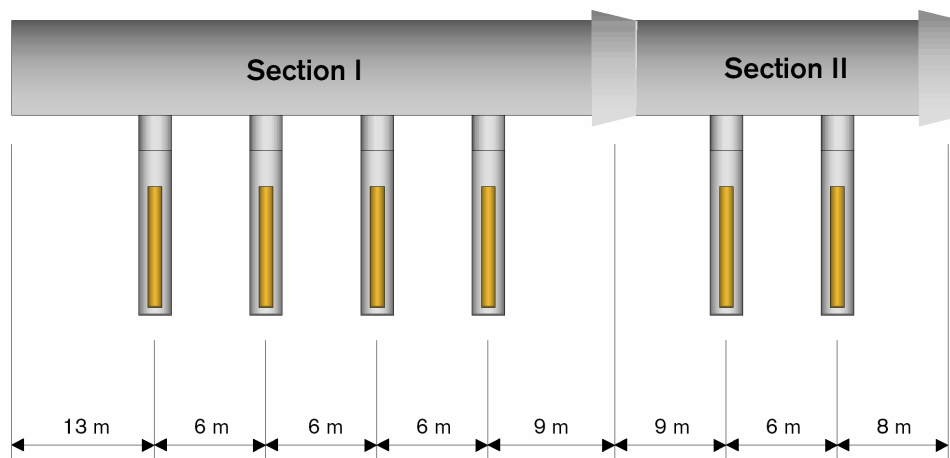


図 4.31 試験坑道の概要²⁾

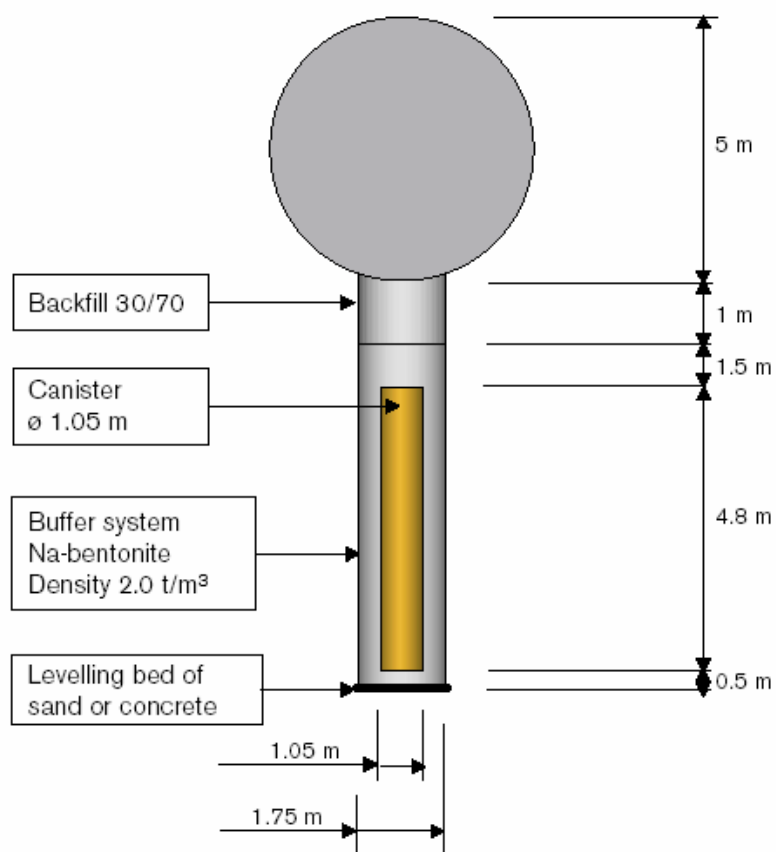


図 4.32 試験ピットの概要²⁾

キャニスターは、銅／炭素鋼製で長さ 4830mm、直径 1050mm、重量 21.4ton である。また、ヒーターは、ヒーターの表面温度が 100℃を超えない(設計温度 90℃)ように制御される。さらに、ヒーターは温度の現象を考慮できるように設計されている。

キャニスターと岩盤との間には高密度に圧縮されたナトリウム型ベントナイト(MX-80)ブロックが充填される。隙間充填後の乾燥密度が一定になるように初期のベントナイトブロックは設計されており、その結果、キャニスターの上部および下部のベントナイトブロックの初期乾燥密度は 1.66g/cm^3 、キャニスター周囲のベントナイトブロックの初期乾燥密度は 1.78g/cm^3 となっている。また、初期の含水比は 17%となっている。

試験坑道はベントナイトと砕石を用い、原位置施工により埋め戻される。締固め層厚は 20cm で、35°の傾斜で原位置締固めが実施される。ベントナイトと砕石の混合率は 30 : 70 である。また、試験坑道では 2 つのコンクリートプラグが構築される。コンクリートプラグは 4.5MPa の水圧と 100kPa の埋め戻し材の膨潤圧に耐えるように設計される。

b) 計測機器

試験期間中は岩盤内、緩衝材内および埋め戻し材内において熱、水、応力の各現象に関する種々の計測が実施される。また、ガス挙動、間隙水の化学変化、微生物活動などに関する調査も行われる。各現象に関する挙動は適切な位置に設置された計測機器で計測される。エスポ地下研究施設は海底下であるため地下水の塩濃度は 1.2%から 1.5%である。また、温度がヒーター近くで 90℃近くにまでなること、地圧が 15MPa 程度、間隙水圧が 5MPa 程度と高いこと、および試験期間が長期にわたることなどを考慮して計測機器の開発が行われた。計測機器の材質に関しては、ステンレス、インコネル(ニッケル 80%、クロム 14%、鉄 6%からなる高温、腐食に強い合金)、チタン、プラチナ、プラスチックなどの多くの候補材料の中から、最終的に上記の試験環境を考慮してチタンを使用することとなった。表 4.11 には、計測機器による計測項目および数量を示す。

温度は、T、J、K の各タイプの熱電対により計測される。また、光ファイバーシステム、抵抗式温度計なども使用される。これらの計測機器による計測範囲は 0～200℃である。計測機器は耐食性の材質で作られた外被やシースで保護され設置される。

圧力および間隙水圧は、油圧式の測定器により間接的に計測されるか、圧力計により直接的に計測される。圧力計には振動弦式(Vibrating wire)および電気抵抗式の両者が用いられる。圧力計の計測範囲は、間隙水圧が 0～5MPa、圧力が 0～15MPa である。また、圧力計は以下の温度に耐えうるように設計されている。

- ・ 埋め戻し材内 : 0～40℃
- ・ 緩衝材内 : 0～120℃

含水比の測定は、以下の方法で行われる。

- ・ 電気容量式センサーによる相対湿度の測定
- ・ TDR による体積含水率の測定

- ・ サイクロメータによる相対湿度の測定
- ・ 抵抗式センサーによる体積含水率の測定

サイクロメータは埋め戻し材内の含水比の測定に主として使用される。また、サイクロメータは緩衝材内においては緩衝材が飽和に近づいた時点で有効となる。各計測機器の測定範囲は以下の通りである。

- ・ 電気容量式センサー : 0～100%(相対湿度)
- ・ TDR : 0～100%(体積含水率)
- ・ サイクロメータ : 95～100%(相対湿度)
- ・ 抵抗式センサー : 0～100%(相対湿度)

また、これらの計測機器も圧力計と同様の温度に耐えうるように設計されている。さらに、圧力および間隙水圧にも以下のように対応している。

- ・ 埋め戻し材内 : 0～40℃
- ・ 緩衝材内 : 0～120℃
- ・ 圧力 : 0～15MPa
- ・ 間隙水圧 : 0～5MPa

表 4.11 PRP で使用される計測機器の数量

計測項目	計測機器	個数		
		Section I	Section II	計
温度	熱電対	113	72	185
	光ファイバー	16	10	26
圧力	振動弦式	56	35	91
	光ファイバー	56	35	91
間隙水圧	振動弦式	37	23	60
	光ファイバー	37	23	60
含水比	TDR	45	27	71
	湿度計	84	56	140
	サイクロメータ	50	24	74
計		493	304	797

4. 3. 3 ベントナイト MX-80 の特性

緩衝材として使用されているアメリカ産のベントナイト MX-80 に対する各種物性試験が, SKB によって実施されている^{15),16)}. 以下に試験により得られたパラメータについて示す.

a) 熱特性

熱伝導率 λ [W/m/K] は, 飽和度 S_r [-] の関数として測定されている. 回帰曲線は以下のようになる.

$$\lambda = 0.300 - 0.221S_r - 1.28S_r^2 + 16.4S_r^3 - 23.1S_r^4 + 8.44S_r^5 + 0.793S_r^6 \quad (4.14)$$

比熱 $(\rho c)_m$ [kJ/m³/K] は, 含水比 w の関数として, 以下のようになっている.

$$(\rho c)_m = \rho_w \frac{80.0 + 4.2w}{100 + w} \quad (4.15)$$

b) 水理特性

間隙比の異なる供試体に対して, 種々の温度環境下で透水係数の測定が行われており, 固有透過度は間隙比の関数として, 以下のように表されることがわかっている.

$$K = 1.81 \times 10^{-20} (e)^{4.30} \quad (4.16)$$

また, 不飽和透水係数に関しては, FEBEX ベントナイトと同様, 比透水係数 r_k を飽和度のべき乗として以下のように同定している.

$$r_k = S_r^3 \quad (4.17)$$

水分特性曲線は, サクションを蒸気圧法で測定することにより, 図 4.33 のように求められている. Van Genuchten モデルによるフィッティングにより, 以下のようになる.

$$S_r = \left\{ 1 + |\alpha \psi|^n \right\}^{-m} \quad (\text{van Genuchten モデル}) \quad (4.18)$$

ただし,

$$m = 1 - 1/n$$
$$\alpha = 5.2 \times 10^{-4} \text{ [1/m]}, \quad n = 1.70 \text{ [-]}$$

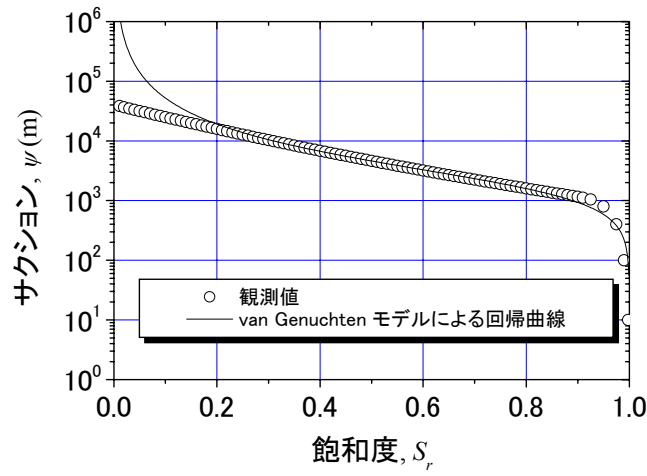


図 4.33 水分特性曲線

また，温度勾配水分拡散係数を同定するために，FEBEX ベントナイトと同様の熱－水連成試験が行われている．本研究と同じ連成モデルで同定された結果，温度勾配水分拡散係数は，以下のように決定されている¹⁷⁾．

$$D_{Tv} = D_{Tvb} \quad (0.3 \leq S_r \leq 0.7) \quad (4.19a)$$

$$D_{Tv} = D_{Tvb} \cdot \cos^a \left(\frac{S_r - 0.7}{0.3} \cdot \frac{\pi}{2} \right) \quad (0.7 \leq S_r) \quad (4.19b)$$

$$D_{Tv} = D_{Tvb} \cdot \sin^b \left(\frac{S_r}{0.3} \cdot \frac{\pi}{2} \right) \quad (S_r \leq 0.3) \quad (4.19c)$$

ここに，

$$D_{Tvb} = 2.0 \times 10^{-13} \text{ m}^2/\text{s/K}$$

$$a = 6$$

$$b = 6$$

この場合の温度勾配拡散係数と飽和度の関係は図 4.34 のようになる．

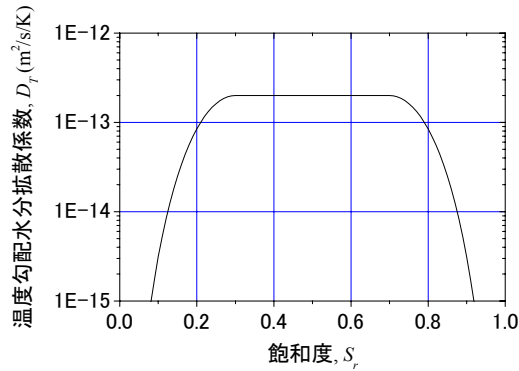


図 4.34 温度勾配水分拡散係数と飽和度の関係

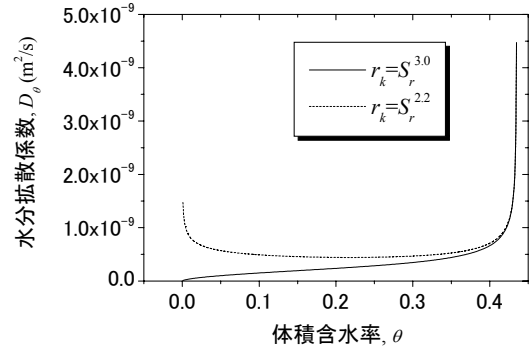


図 4.35 同定された水分拡散係数
(実線：修正前，破線：修正後)

c) 力学特性

オエドメーター試験により $e-\log p$ 曲線が得られており，体積弾性係数 κ は以下のように求められている．

$$\kappa = 0.2 \quad (4.20)$$

また，ポアソン比 ν は以下のものである．

$$\nu = 0.4 \quad (4.21)$$

d) 化学特性

ベントナイト MX-80 は Na 型ベントナイトであり，モンモリロナイト含有率は約 75% である．その他の主な成分は，斜長石(5 から 8%)，石英(10 から 15%)であり，他に黄鉄鉱，方解石，岩塩，無水石膏およびカオリナイト，イライトなどである．MX-80 の鉱物学的，物理化学的データを表 4.12¹⁸⁾に示す．

表 4.12 ベントナイト MX-80 の地化学データ ¹⁸⁾

Property	Value
Montmorillonite content	75 wt. %
Cation Exchange Capacity (CEC)	85.0 meq/100g
Edge sites (OH groups)	2.8 meq/100g
Exchangeable Na	81.7 %
Exchangeable Mg	3.9 %
Exchangeable Ca	14.1 %
Exchangeable K	0.3 %
Total carbonate (CaCO ₃)	1.4 wt. %
Total quartz (SiO ₂)	10 wt. %
Total pyrite (FeS ₂)	0.3 wt. %
CaSO ₄ impurities	0.34 wt. %
NaCl impurities	0.007 wt. %
Plagioclase (Mainly albite)	5 to 9 wt. %
Illite	0 to 4 wt. %
Kaolinite	<1 to 7 wt. %

4. 3. 4 解析に用いる物性値の設定

不飽和透水係数に関して、FEBEX ベントナイトと同様に比透水係数から水分拡散係数の同定を行った。同定した水分拡散係数を図 4.35(実線)に示す。これまで扱ってきたベントナイト(クニゲル V1 や FEBEX ベントナイト)と異なり、体積含水率が低い領域での水分拡散係数が大きくないことがわかる。体積含水率が低い領域では、Van Genuchten モデルによる水分特性曲線のフィッティングが良くできなかったことも要因として考えられるが、VG 回帰曲線はサクション勾配を大きく見積もっており、逆に水分拡散係数を大きく評価するはずであるが、逆となっているため、水分拡散係数が小さくなる主な原因ではない。そこで、浸潤試験のシミュレーションにより、水分拡散係数を再同定することとした。

浸潤試験は、高さ 50mm の供試体で、初期間隙比 0.75、初期飽和度 0.4 とし、下端から圧力 0kPa で浸潤させる。各時間ステップにおける飽和度分布が計測されている。同じ境界条件、初期条件の下、 $\Delta z=1\text{mm}$ とした 1 次元メッシュで解析を行った。水分拡散係数は比透水係数の関数であるため、比透水係数を同定することで、水分拡散係数を同定した。VG パラメータは式(4.18)の値を用いた。解析結果と実測値を比較したものを図 4.36 に示す。このとき、比透水係数は、

$$r_k = S_r^{2.2} \quad (4.22)$$

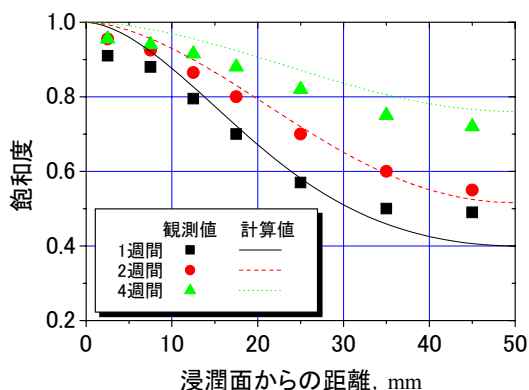


図 4.36 浸潤試験のシミュレーションによる不飽和透水特性の同定

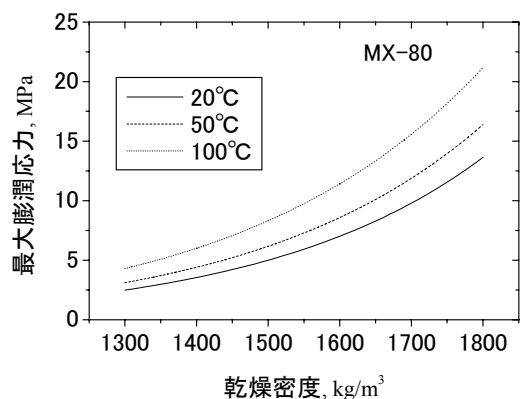


図 4.37 ベントナイト MX-80 の最大膨潤応力

が得られた．このときの水分拡散係数は，図 4.35(破線)に示したとおりである．水分拡散係数は，クニゲル V1 や FEBEX ベントナイトと同様に体積含水率に対し，U 字型となっており，より正しい物性値が同定されたといえる．

一方，弾性係数は，

$$E = 3K(1 - 2\nu) = 3(1 + e_0) \frac{p}{\kappa} (1 - 2\nu) \quad (4.23)$$

となり，拘束圧 p に依存するが，第 3 章で示したように再冠水時の緩衝材中の密度変化はほとんどないことから，微小ひずみ領域で線形弾性および拘束圧 2.5MPa を仮定し，弾性係数 E を 13MPa と仮定する．

不飽和膨潤応力に関するパラメータ F は，第 2 章で実測値と良く一致したものを用いることとした．すなわち，

$$F = 2\sigma_{sw \max} (1 - S_r) \frac{\partial S_r}{\partial \psi} \quad (4.24)$$

最大膨潤応力は，表 4.12 で示した陽イオン交換容量およびモンモリロナイト含有率を用い，第 2 章で示した膨潤評価式(2.1)～(2.7)に適用し，最大膨潤応力を求めた．ただし，モンモリロナイトの密度などは，表 2.6 で示したクニゲル V1 と同じ値を用いた．この時の最大膨潤応力の乾燥密度に対する変化を図 4.37 に示す．ベントナイト MX-80 の膨潤応力は，他のベントナイトに比べ，かなり大きい値を示すことが特徴である．

4.3.5 解析条件および解析結果

本試験は開始したばかりであるため、観測値はわかっておらず、ここでは事前解析のみを示す。解析モデルは、図 4.38 の廃棄体 1 / 4 本のみのモデルおよび図 4.39 の廃棄体 2 本のモデルとした。前者は、第 3 章のニア・フィールドのモデルのように処分孔が周期的に配置されていることを仮定しており、実際のものとは異なる境界条件である。一方、後者は隣り合う廃棄体同士の影響も含めて境界を考慮することができる。

メッシュ作成において簡単のため、処分坑道、処分孔およびヒーターを矩形とした。解析の初期条件は、岩盤で 400m の全水頭(処分孔上部を基準面とする)を与え、緩衝材および埋め戻し材で飽和度 60%とし、温度は全領域で 20℃とした。緩衝材の初期間隙比は 0.75 とした。境界条件は、上下端面で温度および水頭を固定し、廃棄体 1 / 4 本モデルでは他を断熱不透水境界とし、廃棄体 2 本モデルでは $y=0\text{m}$ の面および $x=5\text{m}$ の面で温度および水頭を固定した。また、ヒーターからの発熱量は 1800W で固定とした。

変形解析は、廃棄体 1 / 4 本モデルのみを行い、さらに緩衝材内部のみとした。これは、廃棄体 2 本モデルでは自由度が大きく、解析コストが大きいこと、および廃棄体 1 / 4 本モデルと廃棄体 2 本モデルの違いは、境界条件のみであり、力学的挙動に相違はないと考えられるためである。

図 4.40 は廃棄体 1 / 4 本モデルの観測点における温度の経時変化を示したものである。観測点は、ヒーターと水平で、 $y=0$ の線上の各点である。ヒーターからの発熱量を一定としているために温度は上昇し、約 1000 日でも上昇している。数 100 日程度で温度上昇の傾向がやや変化しているが、これは緩衝材が飽和に至り、熱伝導率の変化が小さくなったためである。図 4.41 は、1 / 4 本モデルの緩衝材内部および緩衝材近傍の岩盤における飽和度の経時変化を示したものである。ヒーター付近での緩衝材の乾燥や岩盤からの地下水の浸入に伴う冠水の挙動は、第 3 章の解析結果や FEBEX 原位置試験の結果と同様となった。ただし、冠水する時間は緩衝材の厚さが小さいために FEBEX 原位置試験と比べて短い結果となった。図 4.42 は 1 / 4 本モデルの廃棄体および岩盤に掛かる応力の経時変化を示したものである。両者は若干異なるものの、飽和に至るに連れ、膨潤応力の影響で応力が大きくなっていることがわかる。図 4.43 に廃棄体定置 200 日後の処分場付近の温度分布および緩衝材内の飽和度分布を示す。

図 4.44、図 4.45 は廃棄体 2 本モデルの観測点における温度の経時変化を示したものである。 $x=5\text{m}$ の面で温度を固定していることにより、廃棄体 1 / 4 本モデルに比べて温度は低く評価されていると同時に、温度はピークを持って低下している。さらに $y=0\text{m}$ の面の温度を固定しているために、2 本の処分孔内の温度もやや異なり、温度を固定している境界に近い処分孔で温度は低く評価されている。図 4.46、図 4.47 は廃棄体 2 本モデルの観測点における飽和度の経時変化を示している。廃棄体 1 / 4 本モデルに比べて、やや冠水時間が長くなっている。これは温度が低いことにより水分拡散係数が小さいことなどが考えられるが、この差はほとんどない。また、2 本の処分孔での飽和度の推移も若干異なる

が、これも無視できるほどである。また、図 4.48 は廃棄体定置 200 日後の温度分布を示したものである。 $y=0\text{m}$ の境界で温度を固定している影響が確認できる。

これらの解析結果から、温度分布は境界に依存しやすいことが確認され、温度を正確に評価するためにも、境界条件は充分検討しなければならないと考えられる。また、飽和度に関しては、設定した岩盤の透水性に依存するものであるが、本解析では緩衝材内部のみ不飽和となる傾向が得られた。そのため、緩衝材内部の飽和度に対しては、境界の影響はあまりないと言えることができる。これは、各現象に対してその影響範囲が異なることを意味しており、メッシュサイズなども各現象に対応するように設定する必要性も示唆している。

Prototype Repository プロジェクトの解析は、事前解析ということもあり、正当性の低いものではあるが、実測値を用いたキャリブレーションにより、より信頼性のあるモデルを構築できると考えられる。実際の処分場建設の際にも同様の手順が踏まれることを考慮すると、ブラインド解析から実測による検証、将来予測というステップは非常に重要な役割を果たすと考えている。

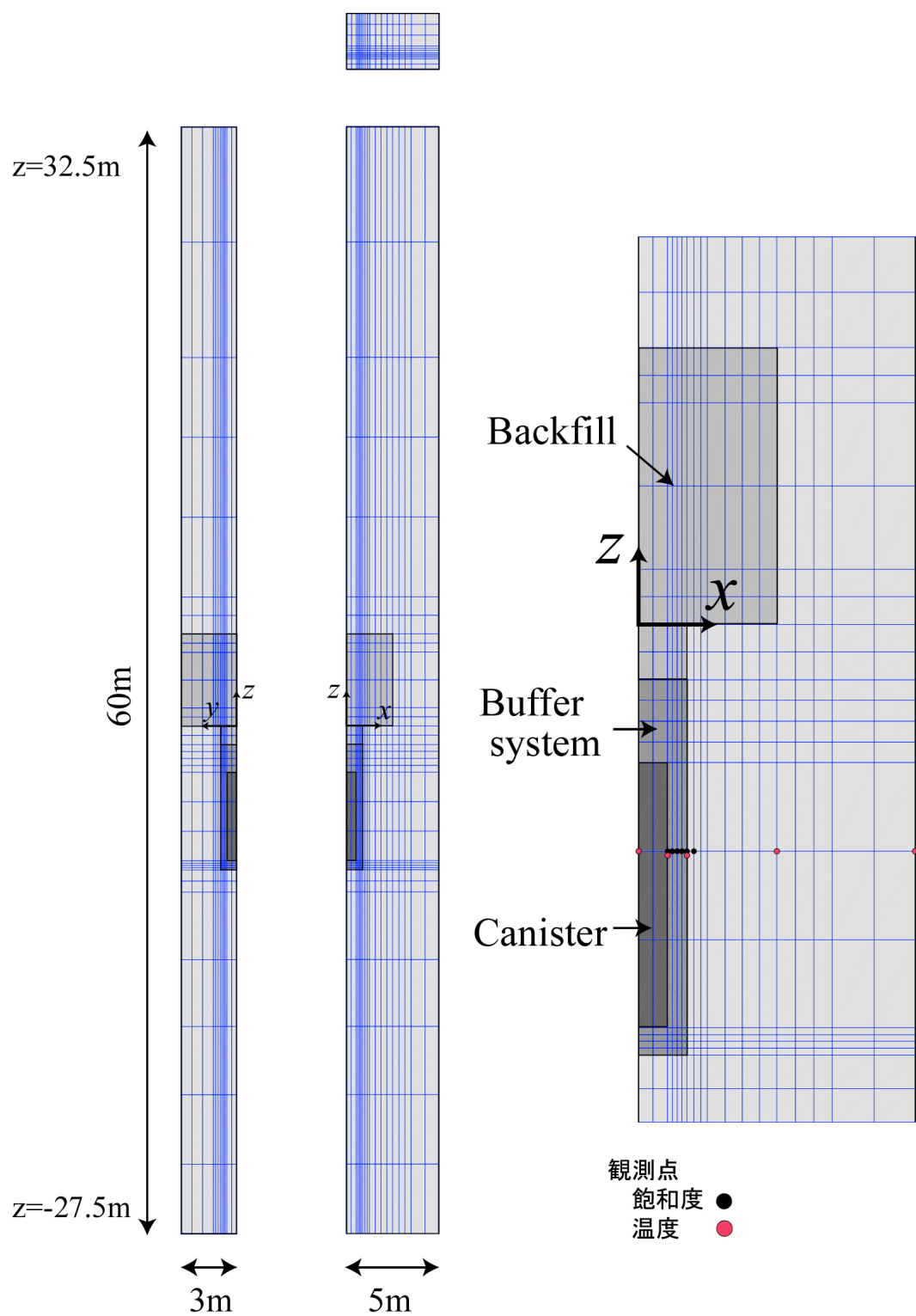


図 4. 38 Prototype Repository プロジェクトの解析メッシュ(廃棄体 1 / 4 本モデル)

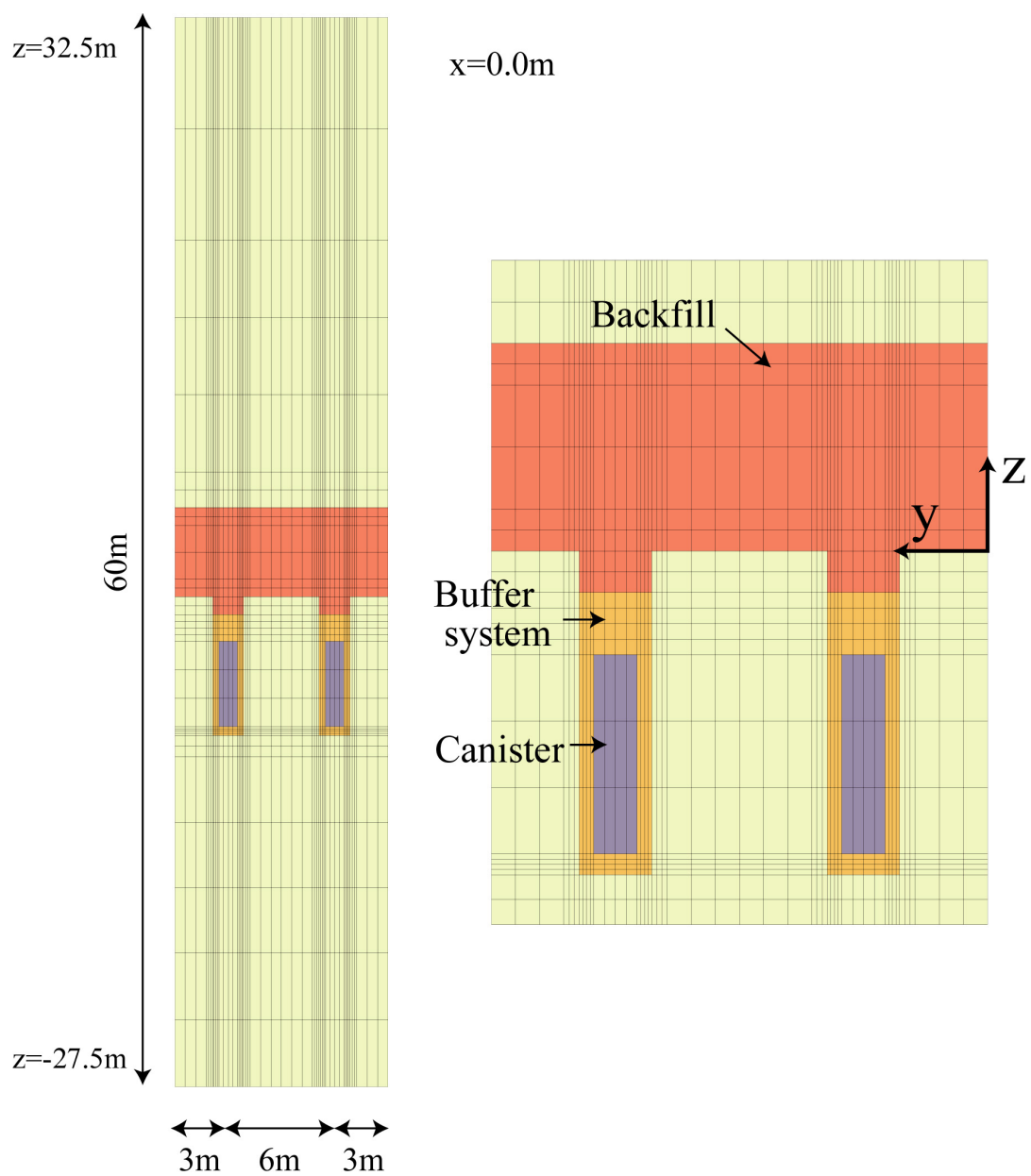


図 4. 39 (a) Prototype Repository プロジェクトの解析メッシュ(廃棄体 2 本モデル)

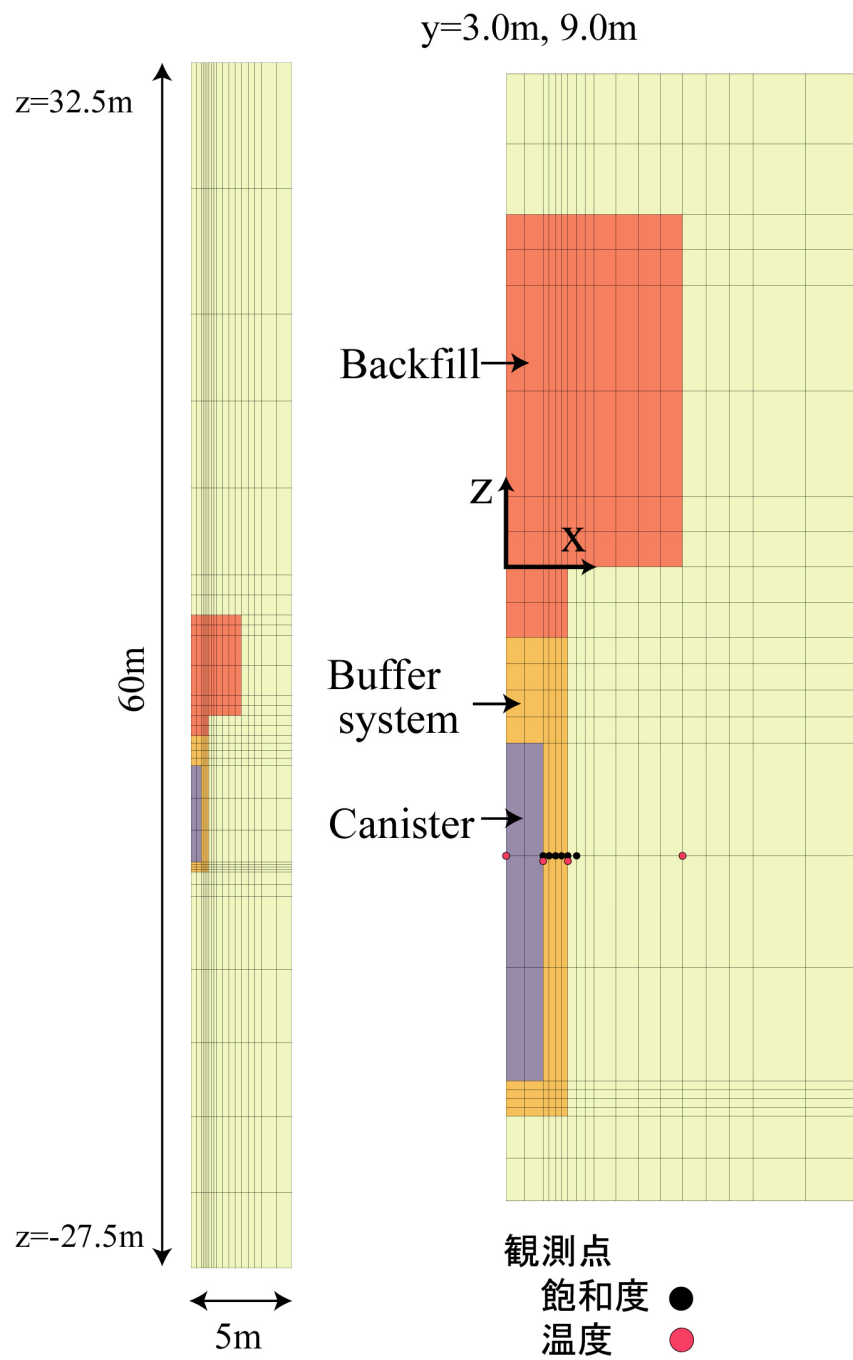


図 4. 39 (b) Prototype Repository プロジェクトの解析メッシュ(廃棄体 2 本モデル)

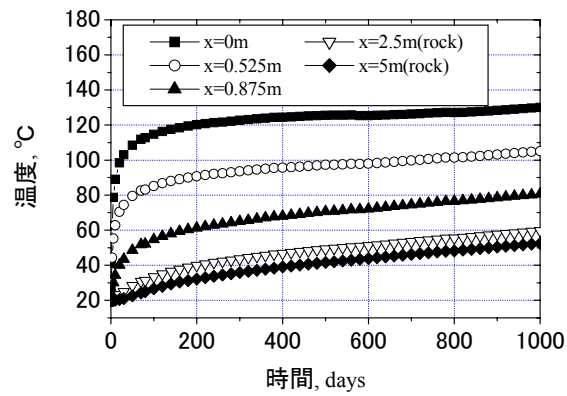


図 4.40 緩衝材および岩盤の各点における温度の経時変化(廃棄体 1 / 4 モデル)

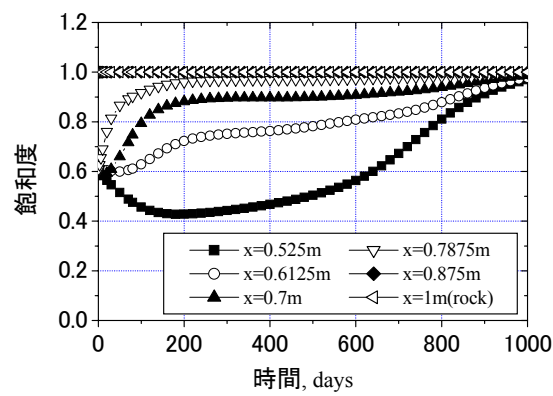


図 4.41 緩衝材および岩盤の各点における飽和度の経時変化(廃棄体 1 / 4 モデル)

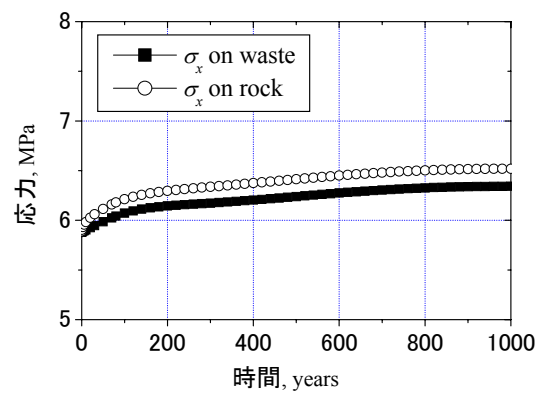


図 4.42 ヒーター・緩衝材に接する岩盤に掛かる応力の経時変化(廃棄体 1 / 4 モデル)

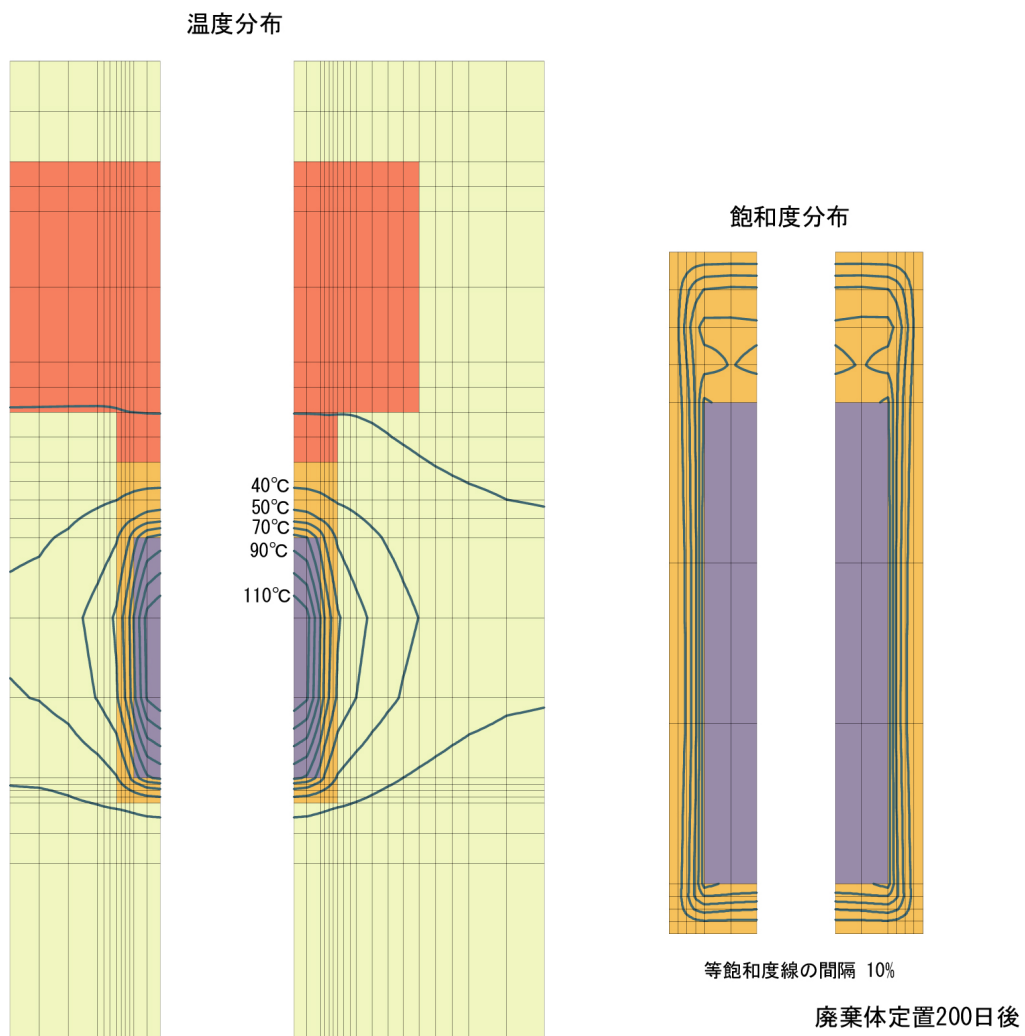


図 4.43 廃棄体定置 200 日後の温度分布および飽和度分布(廃棄体 1 / 4 モデル)

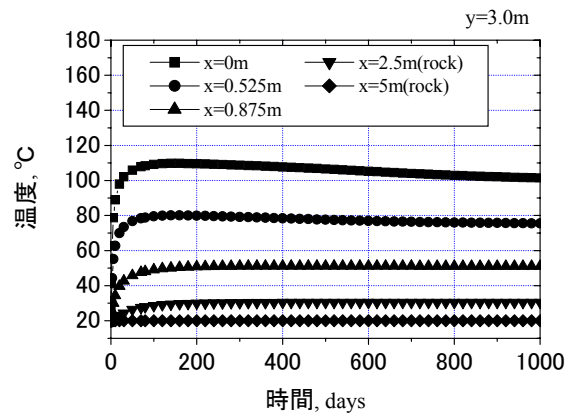


図 4.44 緩衝材および岩盤の各点における温度の経時変化(廃棄体 2 本モデル, $y=3.0\text{m}$)

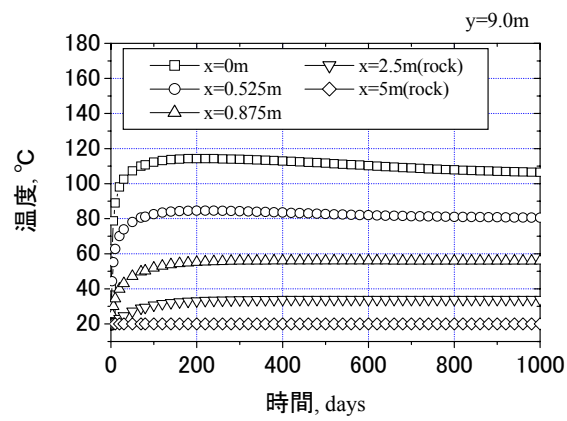


図 4.45 緩衝材および岩盤の各点における温度の経時変化(廃棄体 2 本モデル, $y=9.0\text{m}$)

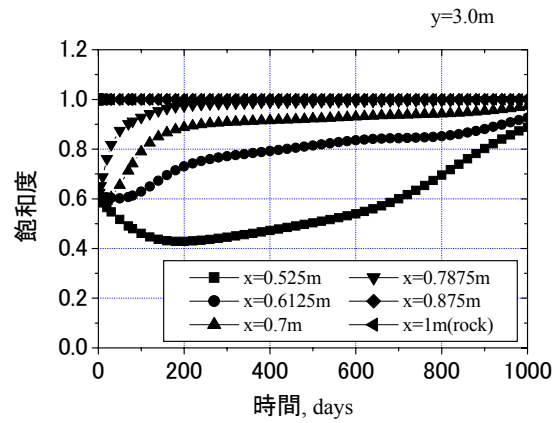


図 4.46 緩衝材および岩盤の各点における飽和度の経時変化(廃棄体 2 本モデル, $y=3.0\text{m}$)

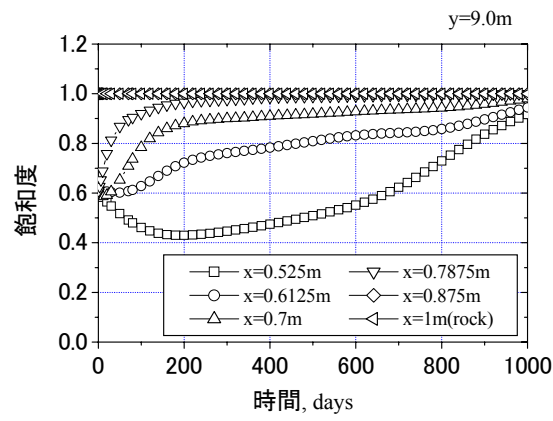
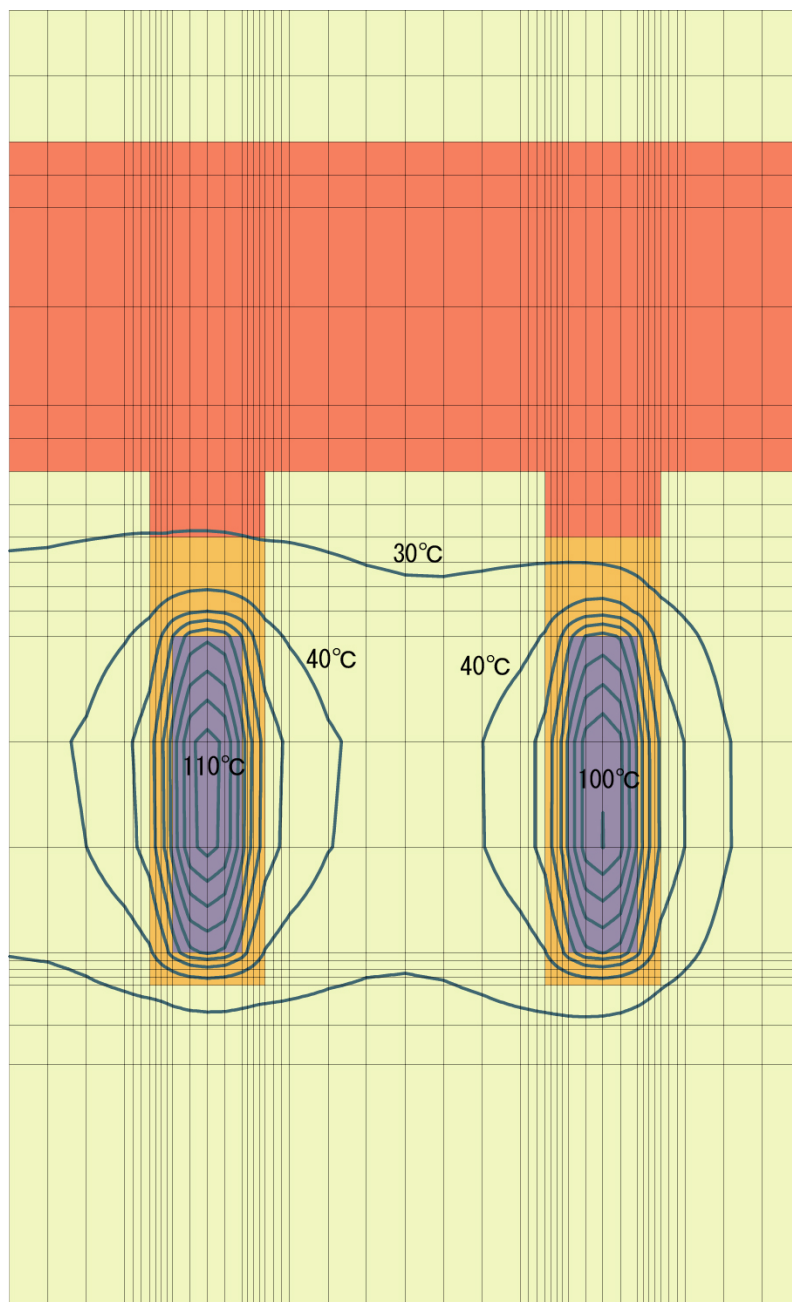


図 4.47 緩衝材および岩盤の各点における飽和度の経時変化(廃棄体 2 本モデル, $y=9.0\text{m}$)



廃棄体定置200日後

図 4.48 廃棄体定置 200 日後の温度分布(廃棄体 2 本モデル)

4. 4 本章のまとめ

スイスのグリムゼル試験場における実規模原位置試験(FEBEX)およびスウェーデンのエスポHRLにおけるPrototype Repositoryプロジェクト(PRP)の二つの実規模原位置試験を対象とした解析により、以下の知見を得た。

- 1) 横置き方式(FEBEX)、縦置き方式(釜石熱負荷試験, PRP)のような幾何学的条件に関わらず、連成挙動を評価することができた。横置き方式、縦置き方式の違いによる連成現象の本質的な違いは見られなかった。
- 2) 緩衝材をブロックとして設置する方法(FEBEX, PRP)と原位置締固め(釜石熱負荷試験)による違いも解析では見られなかった。
- 3) ベントナイトの種類により得られている物性値が異なるが、基礎的データから同定することができる。ただし、不飽和透水係数に対して比透水係数を与える場合、水分拡散係数が体積含水率に対して U 字型になることを確認することで物理的意味が明確になるため、そのようなステップを踏む必要がある。
- 4) 原位置試験での不飽和の膨潤応力を推定することは非常に困難である。特に、FEBEX 原位置試験では緩衝材ブロックを用いており、ブロック間およびブロックと岩盤の隙間が閉鎖されるまで膨潤ひずみが発生するため、膨潤応力の発生が遅れると予想される。ベントナイトは膨潤性が大きい、地下水のような塩を少なからず含む場合、膨潤ひずみが発生しにくくなるため、地下水組成の影響も膨潤応力の評価を困難にしていると考えられる。

Prototype Repository プロジェクトは、20 年間にも及ぶ試験であり、解析による予測の精度、モデルの改良手順は実際の処分場建設に際して重要な役割を果たすと考えられる。現段階で考察はできないが、2 次元軸対称モデルを用いたパラメトリック・スタディ¹⁷⁾によって、岩盤の透水性や緩衝材と岩盤、ヒーター間の隙間の有無の影響などが考察されており、このようなアプローチも重要である。また、この試験場は地下水が海水起源であるために、塩分が多く、本解析は、今後の研究で地下水組成の影響を考慮する上でも有益であると考えている。

また、緩衝材内部だけの挙動を考えるだけでなく、周辺岩盤の影響、周辺岩盤に対する影響を評価する必要もある。本論文では主に緩衝材内部に注目しているが、岩盤における温度や水圧の観測も行われていることから、岩盤側も同時に検討することでより良いモデルが構築できる。緩衝材内部の水分移動は、岩盤の透水性にあまり影響を受けないことが、第 3 章のパラメトリック・スタディの他、文献¹⁷⁾などでも確認されているが、温度は岩盤のモデル化領域も重要となり、岩盤側は緩衝材からのサクシヨンの影響、熱の影響を受けるため、やはり岩盤のモデル化は重要であり、本研究における今後の課題である。同時に、そのような各現象の時間的、空間的な影響領域の違いがあるにも関わらず、同サイズのメ

ッシュ，時間刻みを仮定することは非効率的であり，各現象に対して，メッシュおよび時間刻みの重点化も必要であると考えられる．近年，エレメント・フリー・ガラーキン法を筆頭としたメッシュ・レス法と呼ばれる数値解析手法が盛んに研究されており(例えば¹⁹⁾)，これらの技術を導入することは今後の連成解析の上で，非常に有効である．このような手法を取り入れれば，**Prototype Repository** プロジェクトでは，6本のヒーターを用いた大規模な試験が行われているが，これらを全て含めて解析することも可能になると考えている．

参考文献

- 1) ENRESA : FEBEX project final report, Publicaciones tecnica 1/2000, 2000.
- 2) SKB : Äspö hard rock laboratory - Annual report 2000, SKB Technical Report TR-01-10, 2001.
- 3) Keusen, H.R., Ganguin, J., Schuler, P. and Buletti, M. : Grimsel Test Site. Geology, Nagra, NTB 87-14E, 1989.
- 4) Meier, P, Fernandez, P., Carrera, J. and Guimera, J. : FEBEX – PHASE 1. Results of hydraulic testing in boreholes FBX 95.001, FBX 95.002, Nagra, NIB 96-14, 1995.
- 5) Guimera, J., Ortuno, F., Vazquez, E., Ruiz, B., Martinez, L., Carrera, J. and Meier, P. : Pulse tests at “in drift” boreholes. Performance and evaluation, UPC, 70-UPC-L-0-1001, 1996.
- 6) Guimera, J., Carrera, J., Martinez, L., Vazquez, E., Ortuno, F., Fierz, T., Bulher, C., Vives, L., Meier, P., Medina, A., Saaltink, M., Ruiz, B. and Pardillo, J. : FEBEX Hydrological characterization and modeling, UPC, 70-UPC-M-0-1001, 1998.
- 7) Amiguet, J.L. : Grimsel Test Site, Felskennwerte von intaktem Granit. Zusammenstellung felsmechanischer Laborresultate diverser granitischer Gesteine, NAGRA, NIB 85-08, 1985.
- 8) Jing, L., Stephansson, O., Tsang, C-F. and Kautsky, F. : DECOVALEX – Mathematical models of couples T-H-M processes for nuclear waste repositories, Executive Summary for Phases I, II and III, 1996.
- 9) Jing, L., Stephansson, O., Borgesson, L., Chijimatsu, M., Kautsky, F. and Tsang, C-F. : DECOVALEX II project Technical report – Task 2C, SKI report, 99/23, 1999.
- 10) Alonso, E.E., Alcoverro, J., Coste, F., Soukatchoff, V.M., Kadiri, I., Nguyen, T.S., Sobolik, S.R., Webb, S.W., Tijani, M., Maouche, Z, Kobayashi, A., Chijimatsu, M., Borgesson, L., Hernelind, J., Rutqvist, J. and Tsang, C-F. : DECOVALEX III, Task1: Modelling of FEBEX in-situ test. Part A: Hydro-Mechanical modeling of the rock, Project report, 2001.
- 11) 千々松正和, 杉田裕, 小林晃, 大西有三 : DECOVALEX プロジェクトにおいて実施された各解析手法による FEBEX トンネルの掘削水理解析結果の比較, 亀裂性岩盤における浸透問題に関するシンポジウム, 2001.
- 12) Kobayashi, A., Nishida, M., Fujita, T. and Hosono, K. : Hydraulic conductivity change around tunnel due to excavation, IS-Kyoto Modern Tunneling Science and Technology, 2001.
- 13) Mualem, Y : A conceptual model of hysteresis, *Water Resour. Res.*, Vol.10(3), pp.514-520, 1976.
- 14) Fujita, T., Chijimatsu, M., Sugita, Y. and Amemiya, K. : Field experiment of coupled T-H-M processes in the near field, 5th International Workshop on Key Issues in Waste Isolation Reserch, Barcelona, 1998.
- 15) Børgesson, L. Johannesson, L.-E., Sanden, T. and Hernelind, J. : Modelling of the physical behaviour of water saturated clay barriers. Laboratory tests, material models and finite element application, SKB Technical Report TR 95-20, SKB, 1995.
- 16) Børgesson, L., Fredriksson, A. and Johannesson, L.-E. : Heat conductivity of buffer materials.

SKB Technical Report TR 94-29, 1994.

- 17) Sugita, Y., Ito, A., Chijimatsu, M. and Kurikami, H. : Aspo Hard Rock Laboratory Prototype Repository : Prediction analysis A for the PRP with the numerical code THAMES, International Progress Report IPR-02-24, SKB.
- 18) Bruno, J. Arcos, D. and Duro, L. : Processes and features affecting the near field hydrochemistry – Groundwater-bentonite interaction, SKB Technical Report TR-99-29, 1999.
- 19) 鈴木克幸：メッシュレス法(特集 メッシュレス法 企画趣旨), 計算工学, Vol.7 No.1, pp.410, 2002.

第5章 結論

5.1 本研究の結論

本研究において、高レベル放射性廃棄物の地層処分を対象として、地盤・岩盤内の熱－水－応力連成現象のモデル化および感度解析による連成メカニズムの解明、実規模試験の解析による実問題への適用性を包括的に検討した。

第2章では、熱－水－応力連成現象の支配方程式について示した。熱的現象は熱エネルギー保存則から成り、フーリエ則による熱拡散および移流項を含み、潜熱の影響も考慮した。また、緩衝材の熱伝導率や比熱などの熱的物性値は、飽和度に依存する非線形性を有しており、これらも内包している。間隙水挙動は水の質量保存則に従い、飽和領域ではダルシー則を用い、不飽和領域では、岩盤については拡張したダルシー則、緩衝材については水分拡散係数を用いて定式化した。温度勾配下の不飽和粘土中の水分移動は蒸気としての移動も無視できないため、液状水としての水分移動と蒸気としての水分移動を分離して考えることができる水分拡散係数は、拡張したダルシー則に比べ、信頼性が高いと言える。このことは、第4章における FEBEX ベントナイトに対しても説明している。応力(変形)現象に関しては、力のつりあい式を応力の増分形式で表現した。ここでは単純に弾性と仮定して定式化しているが、緩衝材に関する室内試験から各飽和度に対するヤング率などが得られているため、それらのパラメータを飽和度依存とした。

特に、本研究で新しくモデル化した膨潤応力の考え方も第2章で記した。膨潤応力は、ベントナイトの主成分であるモンモリロナイトなどの膨潤性成分の層間に水が侵入して層間を広げようとする現象であるが、この化学現象を定量的に評価するモデルが小峯により構築されており、本研究ではこのモデル(膨潤評価式)を導入した。膨潤評価式では完全に飽和した状態での膨潤応力を算定することができ、これを不飽和領域に拡張するために、さらに膨潤とギブスの自由エネルギー低下量を関連付けた考え方を導入し、不飽和領域における膨潤応力の定量的評価手法を提示した。

このモデルを有限要素法により離散化し、プログラム・コードを開発した。時間の離散化には差分法を適用している。モデルの検証のために、核燃料サイクル開発機構において行われた緩衝材に対する各種室内要素試験をシミュレートし、実験値と比較した。室内試験は、ベントナイトクニゲル V1 およびクニゲル V1 とケイ砂を混合した材料を用いた浸潤試験、膨潤試験、および温度勾配下における膨潤試験からなる。各試験のシミュレートにより精度の良い一致が確認された。ただし、温度勾配下の膨潤試験においては、試験によ

る側方応力の値が比較的ばらついていることから、試験と解析でやや異なる結果となった。

本来、飽和度に対するヒステリシスの影響が存在すると考えられるが、ベントナイトに対するヒステリシスのメカニズムは不明確であるので、本研究では考慮しなかった。また、本研究で提案したモデルにおいては、試験開始直後で膨潤応力が発生する(初期膨潤応力)が、初期膨潤応力の物理的意味は緩衝材を締め固めた際に与えた応力が残されたもので、いわば過圧密状態のようになっているためである。締め固めた緩衝材に対する膨潤応力は水の浸潤初期において大きく発生することが、室内試験、原位置試験を問わず得られていることから、このモデルは妥当であると言えよう。

第3章では、緩衝材や岩盤の材料特性が廃棄体定置後の熱-水-応力連成現象へ与える影響を感度解析により検討した。また、熱現象、水理現象、力学現象の各現象相互の相関強さを明らかにするために、個別の現象解析と一部連成解析、完全連成解析を比較して検討を行った。さらに、上述のようなニア・フィールドの連成現象が、ファー・フィールドの地下水流れへ及ぼす影響について定性的に評価する試みを示した。

解析モデルは、廃棄体、オーバーパック、緩衝材、岩盤を含むニア・フィールドを対象とし、日本で考えられている処分方針に則って設定した。モデルは縦置き方式を仮定している。感度解析では、パラメータとして緩衝材の種類、初期乾燥密度、岩盤の固有透過度を設定し、4ケースの解析を行った。これらの解析から得られた主要な知見は以下のようである。

- ① 緩衝材中の温度は廃棄体定置後、数十年のうちにピークを向え、その後低下する。
- ② 緩衝材中の飽和度は、廃棄体近傍で数十年の間乾燥し、その後地下水の浸潤に伴い飽和に向かう。
- ③ 廃棄体および周辺岩盤に掛かる応力は地下水の浸潤と共に膨潤応力の影響で大きくなる。また、応力は初期膨潤応力の影響が大きい結果となっている。
- ④ 岩盤の透水性は、緩衝材の再冠水時間に影響を及ぼすが、その影響は比較的小さく、再冠水時間は主に緩衝材の種類や乾燥密度に依存する。

また、上記の基本ケースに対して、熱解析、水解析、熱-水連成解析、水-応力連成解析、熱-水-応力連成解析を行った。これらの解析による主要な知見は以下のようである。

- ① 緩衝材中の温度は緩衝材の飽和度に大きく依存し、再冠水時間と密接な関係がある。
- ② 不飽和の緩衝材中では、熱現象と浸透現象は相互に大きく影響を及ぼしあった現象である一方、力学現象が熱現象や浸透現象に与える影響は非常に小さい。しかし、力学現象は熱現象や浸透現象に大きく依存する。

第3章ではさらに、これらのニア・フィールドの連成現象がファー・フィールドに与え

る影響についての簡単な検討も行った。なぜなら、ニア・フィールドの連成現象が、広域地下水流れに影響を受けるのは明らかであり、一方、ニア・フィールドの連成現象も広域地下水流れに影響を与えると考えられるからである。本研究では、ファー・フィールドからニア・フィールドへの影響は考慮せず、片方向だけの影響評価を行っている。両スケールの現象を結びつけるために、広域な場から見た処分場領域を均質なものと見なし、均質化理論を適用して処分場要素の透水性、熱伝導性を同定した。また、処分場要素から発生する熱流量を広域な場に反映し、広域地下水場の挙動解析を行った。本解析で得られた知見は以下のようである。

- ① 均質化透水係数テンソルは、主に岩盤の不飽和化に影響される。岩盤の不飽和化は、岩盤中の地下水が緩衝材のサクションに引っ張られて生じる。岩盤の透水性が高く周辺から地下水の供給が多い場合は不飽和化せず、均質化透水係数テンソルの変動も小さい。
- ② 均質化透水係数テンソルは、温度の影響も受けるが不飽和化の影響に比べて小さい。
- ③ 均質化熱伝導率テンソルは、緩衝材の飽和度の上昇と共に上昇するが、その値は小さい。
- ④ 広域地下水流れは処分場近傍の連成現象の影響を受けて経時的に変化し、その影響は 100 年以上に及ぶ。
- ⑤ 広域地下水流れと処分場に流入する地下水の量には大きな相関がある。

第 4 章では、提案したモデルを用いて、スイスのグリムゼル試験場で行われている FEBEX 原位置試験およびスウェーデンのエスポ島の地下実験施設で行われている **Prototype Repository** プロジェクトの 2 つの原位置実規模試験の解析を行った。これらの試験の主な特徴は、緩衝材の種類の相違、処分形式の相違(堅置きおよび横置き)、緩衝材の施工方法の相違(原位置締固めおよび圧縮成型ブロック)などである。本研究で示したモデルに関する物性値が、これらの試験で用いられた緩衝材と異なることから、物性値の同定なども必要となる。特に、水分拡散係数および温度勾配水分拡散係数は、原位置試験のシミュレーションに先立ち、室内における要素試験による同定が不可欠である。先に述べた比透水係数は設定や解析が容易であるために用いられることが多いが、本章では水分拡散係数に変換し物理的意味を明確に示すことも提案した。FEBEX 原位置試験の解析結果と測定値の比較から、両者は緩衝材内部では比較的一致した結果が得られた。しかし、岩盤内の水圧はかなり異なるものとなった。また、膨潤応力も初期段階で大きく異なるものとなった。水圧の不一致は岩盤の物性や境界条件の設定が特に大きく影響していると予想され、今後より詳細な岩盤のモデル化が必要であることを意味している。一方、膨潤応力の不一致は、緩衝材をブロックとして設置しているために、初期において膨潤が応力ではなく、ブロック間の閉鎖などに消費されたことが原因と考えられる。一方、**Prototype Repository** プロジェクトは、

実測値がまだ公開されていないことから、事前解析に留まっている。これらの原位置試験の解析により得られた主な知見は以下のようである。

- ① 横置き方式(FEBEX)、縦置き方式(釜石熱負荷試験, PRP)のような幾何学的条件に関わらず、連成挙動を評価することができた。横置き方式、縦置き方式の違いによる連成現象の本質的な違いは見られなかった。
- ② 緩衝材をブロックとして設置する方法(FEBEX)と原位置締固め(釜石熱負荷試験, PRP)による違いも解析では見られなかった。
- ③ ベントナイトの種類により得られている物性値が異なるが、基礎的データから同定することができる。ただし、不飽和透水係数に対して比透水係数を与える場合、水分拡散係数が体積含水率に対して U 字型になることを確認することで物理的意味が明確になるため、そのようなステップを踏む必要がある。
- ④ 原位置試験での不飽和の膨潤応力を推定することは非常に困難である。特に、FEBEX 原位置試験では緩衝材ブロックを用いており、ブロック間およびブロックと岩盤の隙間が閉鎖されるまで膨潤ひずみが発生するため、膨潤応力の発生が遅れると予想される。ベントナイトは膨潤性が大きいが、地下水のような塩を少なからず含む場合、膨潤ひずみが発生しにくくなるため、地下水組成の影響も膨潤応力の評価を困難にしていると考えられる。

これら一連の研究から、連成現象の予測は、緩衝材が不飽和である廃棄体定置数百年程度までは、緩衝材に要求される低透水性、自己シール性を検討する上で非常に重要であり、特に地下水の塩濃度が高く、膨潤ひずみが発生しにくい条件ではなお重要であることが言える。なぜなら、廃棄体定置直後は、緩衝材内部に乾燥密度の偏りや小さなクラック、ブロック型を適用する際にはブロック間の隙間などが存在し、ベントナイトの膨潤によりこれらの不連続性や不均一性が解消され则认为されているが、膨潤が充分発揮されなければ、地下水の浸入に不均一性が生じ、地下水のオーバーパックへの到達が予測より早くなる可能性があるためである。不飽和状態での膨潤性能を規定する変数は、ベントナイトの化学組成、乾燥密度のほか、飽和度、温度、塩濃度のような水理的、熱的、化学的現象から反映されるものであり、それぞれの現象が膨潤性能に与える影響の評価は不可欠である。しかし、それらの現象は、同時に相互作用し合い、より複雑な現象を引き起こす。本研究で得られた結果から各現象の相関強さを図 5.1 のように表現した。熱－水－応力－地化学連

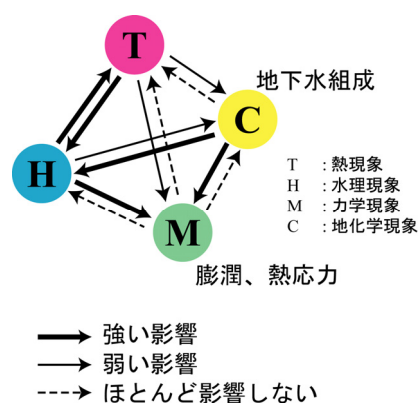


図 5.1 各連成現象の相互作用の強弱

広域地下水流れ場

処分場近傍の連成現象

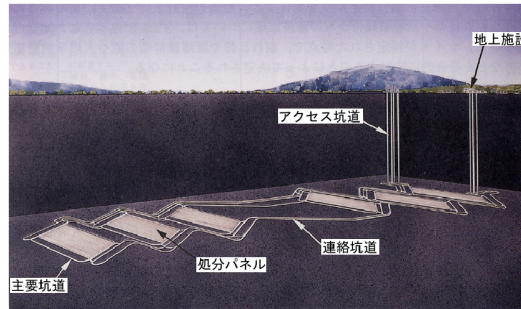
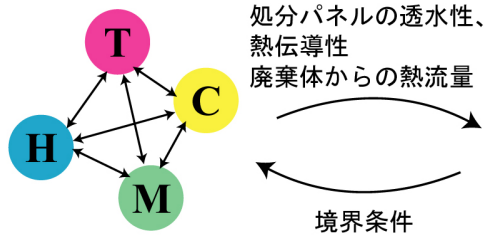


図 5.2 ニア・フィールドとファール・フィールドの連成の概念

成現象の中には、相関の強いものと弱いものがあると考えられる。熱現象および水理現象の相互作用は強いが、他は一方向の影響が卓越する現象となる。膨潤性能のような力学現象は、熱現象および地化学現象の影響を強く受けるが、逆に力学挙動から熱現象、水理現象、地化学現象への影響はほとんどない。力学現象が熱現象、水理現象へほとんど影響しないという理解は、熱－水－応力連成現象のモデル化のための国際共同プロジェクト DECOVALEX でも共通の見解となっている。地化学現象は、熱現象および水理現象から影響を受ける可能性があると考えられるが、これについては現段階では移流・拡散現象程度しか確認されていない。ただし、地下水中の塩濃度が透水性や膨潤性に大きな影響を与えることはこれまでの実験により認識されている。一方、緩衝材の性質を大きく変化させないために、緩衝材内部を 100℃程度以下に抑えることが要求されている(高熱伝導性)が、温度への影響は浸潤速度のみに大きく影響を受けることから、熱伝導性を強化する上では熱－水連成のみの解析で充分である。本研究では、完全連成、すなわち熱－水－応力の全ての方向に対して同等に扱うような解析手法を適用したが、本来は各現象の相互作用の強弱を考慮し、より妥当性のある解析手法が確立できると考えられる。

一方、処分場近傍の連成現象は、広域地下水流れ場へも少なからず影響を与える。図 5.2 にニア・フィールドおよびファール・フィールドの連成の概念を示す。広域地下水流れの問題は、主に地質条件や岩盤のモデル化が対象となるため、本研究の考え方と本質的に異なるが、本研究で示した処分場近傍の連成現象が広域地下水流れに与える影響の評価は、これらの研究に貢献することができると考えている。本研究で得られた結果から、処分場近傍の連成現象の広域地下水流れへの影響は、処分パネルとしての透水性、熱伝導性の時間的变化および廃棄体からの熱が広域流れ場まで伝わって生じる熱対流と考えることができた。パネルの透水性の時間変化は、岩盤の透水性にも依存するが、場合によってパネルが不透水的な役割を果たす可能性があることがわかった。また、熱の影響も数百年程度におよび、地下水流れが熱対流の影響を少なからず受けることが明らかになった。一方、広域地下水の処分場近傍への影響は、主に地下水の供給であると考えられる。すなわち、ニア・フィールドの連成現象の解析を行う際の境界条件の設定に対して、広域地下水からの影響

を考慮しなければならないと言える。

5. 2 今後の課題としての地化学現象

高レベル放射性廃棄物の地層処分における連成現象に対する今後の課題は、第一に地下水組成の熱－水－応力連成挙動への影響のモデル化およびその確認のための試験である。第 1 章で述べたように、熱－水－応力連成現象は地下水組成の変遷やベントナイトの変質に大きく影響を受けると予想されている。実際、第 2 章で導入した膨潤評価式にはベントナイトの化学的性質に依存するパラメータが多く、ベントナイトの膨潤性や透水性が地下水組成に依存することは広く認識されている。特に、高レベル廃棄物の処分においては、この他、オーバーパックの腐食膨張、放射性崩壊や腐食により発生するガスの移行も考えられ、これらを評価するためにも、地化学現象を含めた総合的な連成モデルの開発が必要である。本節では、本研究の今後の課題として取り組んでいる地化学現象と、熱－水－応力－地化学連成解析手法について記述する。

5. 2. 1 連成現象に関わる地化学現象

廃棄体定置後の緩衝材内部では、様々な地化学的な現象が生じると考えられている。それは、①間隙水組成の変遷、②放射性核種の沈殿／溶解、③拡散／収着、④有機物の挙動、⑤微生物の活動、⑥コロイド生成／移行、⑦ガス生成／移行、⑧放射線分解／放射線損傷、⑨緩衝材の変質などである¹⁾。この中で、放射性核種の移行に関わる問題②③⑥⑧は、廃棄体定置 1000 年程度以降の現象であり、本研究で対象としている熱－水－応力連成現象の後の問題である。本研究で対象としている連成問題は緩衝材の冠水までであり、廃棄体定置の数 100 年である。④⑤は主に有機物の微生物による分解などであるが、ベントナイト中の有機炭素量は 0.31～0.34wt%であり¹⁾、これらが熱－水－応力連成現象に与える影響は極めて小さいと考えられる。さらに⑦ガス生成／移行、⑨緩衝材の変質に関しても、オーバーパックの腐食や微生物活動によるガス生成、スメクタイトのイオン交換、鉱物学的変化などは廃棄体定置数 100 年程度においては無視できるほど小さいと予想されている¹⁾。したがって、緩衝材の冠水時に問題となる主な地化学的挙動は、①間隙水組成の変遷のみと考えることができる。

緩衝材中に浸入してきた地下水は、緩衝材やオーバーパック腐食生成物との反応によりその化学的性質が変化する。これまでの研究で間隙水組成には、ベントナイトの主成分であるスメクタイト(主にモンモリロナイト)のイオン交換反応と随伴鉱物である方解石、石英の溶解平衡、および黄鉄鉱の酸化反応が影響を及ぼすことがわかっている。また、間隙水の pH は、固相／溶液比(乾燥密度に対応)の増加に伴って低下することから、スメクタイトの表面水酸基による酸・塩基反応およびベントナイト中の可溶性不純物の溶解反応も影響するとされている。さらに、オーバーパックの腐食生成物である磁鉄鉱などとの反応も予

想されている。

図 5. 3²⁾は SKB が地化学平衡解析コード PHREEQC を用いて行った緩衝材中のアルカリ性 (pH), 酸化還元性(pe), 方解石(Calcite), Na-モンモリロナイト(NaX)および Ca-モンモリロナイトの経時変化を示しているが, これらの図から, 廃棄体定置初期ではイオン交換の影響は無視できるものの, 方解石の溶解速度は比較的早く, 方解石, 石英の溶解平衡, 黄鉄鉱の酸化反応, 可溶性不純物の溶解反応が, 間隙水組成に影響を及ぼすと考えられる。

他にも緩衝材中の温度勾配が大きい期間には, 塩の蓄積が生じ, 局所的な化学的環境変化が生じることも考えられる。また, 蒸留水および塩水を用いた幾つかの要素試験により, 間隙水組成が変化すると, 熱-水-応力連成現象を支配する物性である透水性, 膨潤性などに変化が見られることがわかっている^{3), 4)}。間隙水組成や塩濃度によって透水性や膨潤性がどのように変化するかについてのデータは極めて少ないが, 緩衝材中の塩濃度推移の評価は, 緩衝材の挙動の将来予測において不可欠である。

ここでは, 第 1 段階として本研究で開発した熱-水-応力連成解析コード(第 2 章)に物質移行コード Dtransu⁵⁾を組み合わせたコード⁶⁾を用い, 塩濃度の推移および塩濃度の変化に伴う透水性および膨潤性の変化を取り入れた熱-水-応力-地化学連成現象の数値解析手法を提案する。図 5. 4 は, 化学平衡解析コード Phreeqc⁷⁾ (PHREEQC の前身(FORTRAN で構築)) も取り入れた熱-水-応力-地化学連成解析コードの概念図である。このコードは現在構築中であり, 現段階では物質移行/地化学平衡解析の結果を熱-水-応力連成解析に反映しない一方向連成としている。物質移行/地化学平衡解析の結果を反映させるためには, 間隙水組成による透水性や膨潤性の変化を定量的に表す必要があるが, 今後の課題としている。第 2 章で述べた膨潤評価式では, 表 2. 3 に示した環境条件パラメータのうち, 間隙水の誘電率 ϵ および間隙水のイオン濃度 n_0 が間隙水組成の膨潤性への影響として定量化できると考えられるが, 透水性に対しては実験的・理論的研究が不足しているのが現状である。次節では, 降水起源・海水起源の地下水の影響を検討するための, 地下水中の塩濃度などを対象とした感度解析の結果について述べる。これは, 核燃料サイクル開発機構(サイクル機構)との共同研究の中で行われている解析である。以下に, Dtransu および Phreeqc について簡単に説明する。

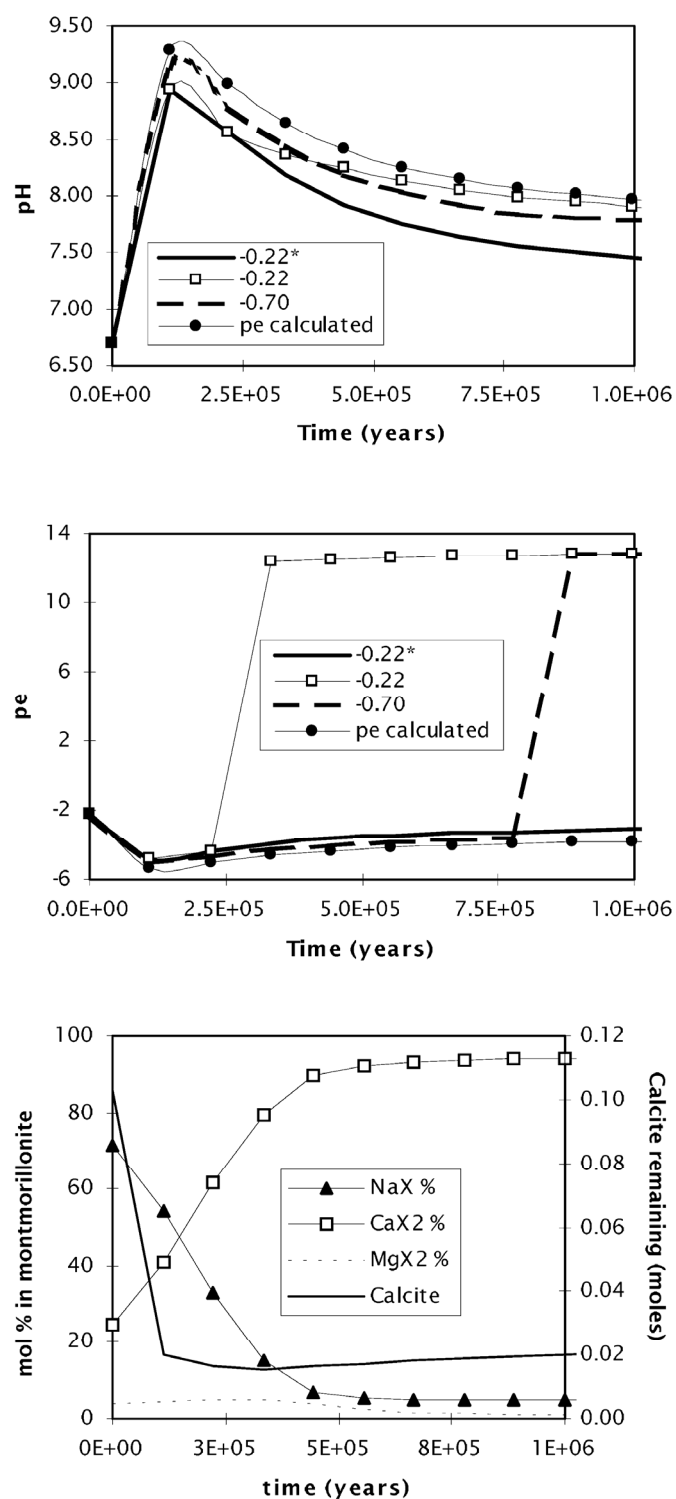


図 5.3 PHREEQC を用いて解析した緩衝材中の間隙水の pH, pe および緩衝材の化学組成の経時変化²⁾

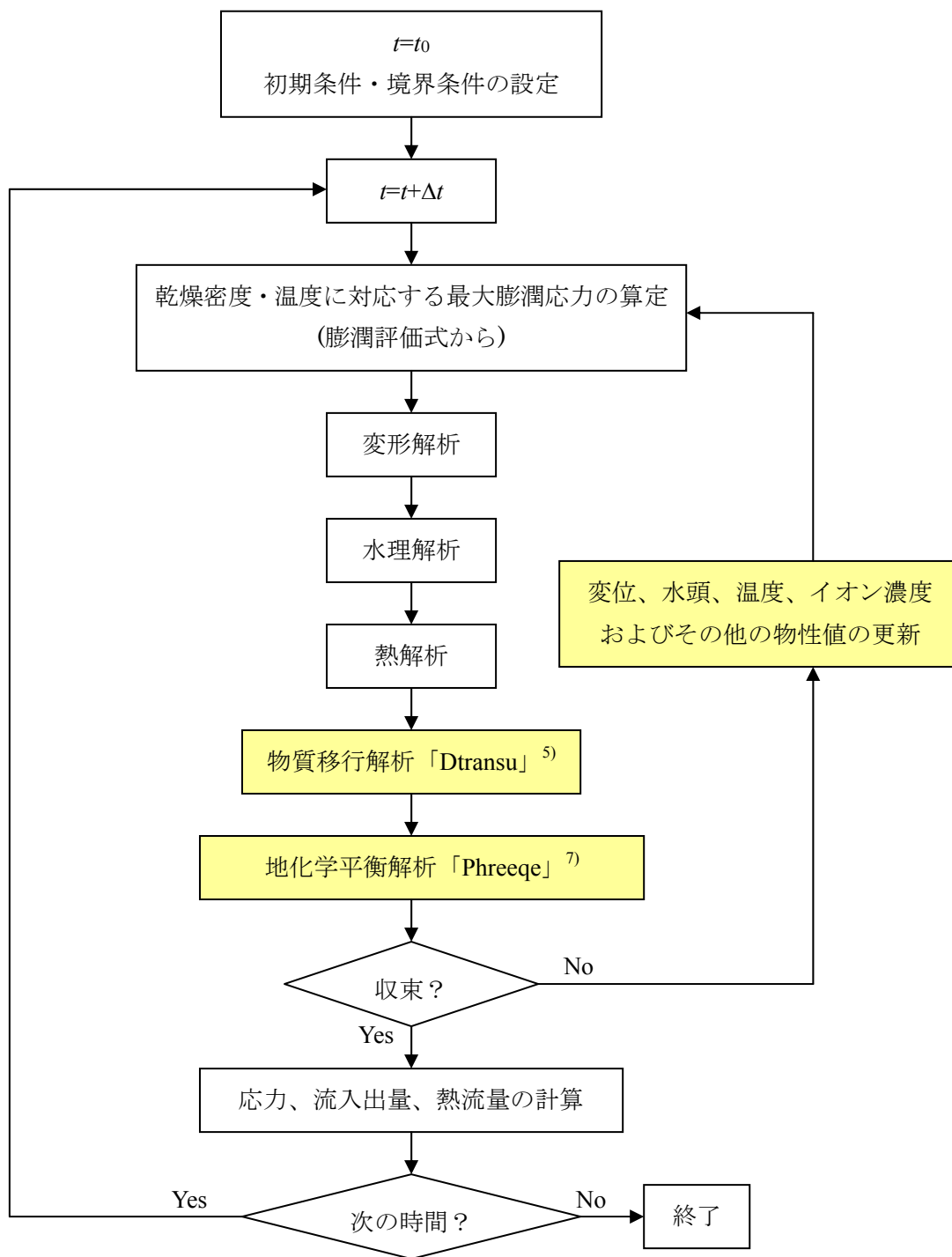


図 5.4 熱－水－応力－地化学連成挙動の数値解析フロー

5. 2. 2 物質移行解析

本モデルで導入した物質移行コード Dtransu は、オイリアン・ラグランジアン法(EL 法)を用いた有限要素解析コードである。この手法は、物質移行問題において移流が卓越する条件下での数値解析的誤差や数値発散を小さくするための解析技術である。緩衝材内部のみを考慮する場合、物質移行問題は拡散支配であるため、この手法の必要性は低い、岩盤は移流支配である可能性もあるため、EL 法について簡単に説明する。

土粒子への吸脱着による遅延および放射性崩壊や分解、化学反応などによる減衰を考慮した場合の物質移行方程式は以下のように表される。

$$R\theta_l\rho_l\frac{\partial C}{\partial t}=\left(\theta_l\rho_l(D_c)_{ij}C_{,j}\right)_{,i}-\theta_l\rho_lV_iC_{,i}-R\theta_l\rho_l\lambda C-Q_c \quad (5.1)$$

ここで、 C は濃度、 R は遅延係数、 θ_l は体積含水率、 ρ_l は溶液密度、 $(D_c)_{ij}$ は分散係数テンソル、 V_i は実流速ベクトル、 λ は減衰定数、 Q_c は源泉項である。

ところで、

$$\frac{d}{dt}=\frac{\partial}{\partial t}+V_i\frac{\partial}{\partial x_i} \quad (5.2)$$

の関係より、式(5.1)を時間の全微分を用いて表現すると、以下ようになる。

$$R\theta_l\rho_l\frac{dC}{dt}=\left(\theta_l\rho_l(D_c)_{ij}C_{,j}\right)_{,i}-R\theta_l\rho_l\lambda C-Q_c \quad (5.3)$$

さらに、濃度 C を、移流に関する濃度 \bar{C} と分散に関する濃度 C' の和で表現されると仮定する。

$$C(x_i,t)=\bar{C}(x_i,t)+C'(x_i,t) \quad (5.4)$$

式(5.4)を式(5.3)に代入すると、

$$R\theta_l\rho_l\frac{d\bar{C}}{dt}+R\theta_l\rho_l\frac{dC'}{dt}=\left(\theta_l\rho_l(D_c)_{ij}C'_{,j}\right)_{,i}-R\theta_l\rho_l\lambda\bar{C}-R\theta_l\rho_l\lambda C'-Q_c \quad (5.5)$$

となる。ただし、移流に関する濃度 \bar{C} は、拡散項がゼロとなるため消去している。式(5.5)は、移流に関する部分と分散に関する部分に分解することができ、結局、それぞれに対し、

以下のような支配方程式が得られる.

移流に対する支配式

$$\frac{d\bar{C}}{dt} = -\lambda\bar{C} \quad (5.6)$$

拡散に対する支配式

$$R\theta_l\rho_l\frac{dC'}{dt} = \left(\theta_l\rho_l(D_c)_{ij}C'_{,j}\right)_{,i} - R\theta_l\rho_l\lambda C' - Q_c \quad (5.7)$$

これらの支配方程式の定式化において, 移流方程式(5.6)はラグランジュ手法(節点後退粒子追跡法)で, 分散方程式(5.7)はオイラー手法(ガラーキン有限要素法)を用いる.

まず, 前者について考える. 時刻 Δt の間に移流によって粒子が移動する距離 Δx は,

$$\Delta x = \frac{V}{R}\Delta t \quad (5.8)$$

である. ただし, 遅延による効果も含まれている. この式を時間 t^k から t^{k+1} で積分すると,

$$x^k = x_n^{k+1} - \int_{t^k}^{t^{k+1}} \frac{V}{R} dt \quad (5.9)$$

となる. ただし, x_n^{k+1} は対象とする節点 n の時刻 t^{k+1} における座標を示し, x^k は節点 n における粒子が時刻 t^k において存在した座標を示す. dV/dt が一定と仮定すると, ルンゲ・クッタ法により積分が可能になり, x^k を求めることができる. $t=t^k$ における濃度分布は既知であるため, 節点 n の $t=t^{k+1}$ における移流による濃度分布は, 式(5.9)で与えられる座標における内挿関数 N_i を用いて以下のように算出できる.

$$C_n^{k+1}(x_n^{k+1}, t^{k+1}) = C^k(x^k, t^k) = \sum_i N_i(x^k) C_i(t^k) \quad (5.10)$$

ただし, C_i は x^k を含む要素を構成する節点の時刻 t^k における濃度である.

移流方程式(5.6)はさらに, 減衰の影響が含まれているため, 変数分離法を用いて以下のように解く.

$$\bar{C}_n^{k+1} = C^k \exp\left(-\int_k^{k+1} \lambda dt\right) \quad (5.11)$$

解析コード Dtransu の中では、さらに濃度変化がシャープなフロントを持つ領域の数値拡散を緩和するために、連続移動粒子追跡法⁸⁾を用いている。

一方、拡散方程式(5.7)については、ガラーキン有限要素法を適用する。定式化手法は、第2章と同じであるため、ここでは割愛する。

5. 2. 3 地化学平衡解析

将来的な研究の上では地化学平衡解析も必要であることから、市販のコード Phreeqe を取り入れている。このコードは、イオン会合水溶性モデルに基づいており、(1)種形成や飽和指数の計算、(2)不可逆的な反応や溶液の攪拌、鉱物やガスの平衡、表面基反応やイオン交換反応のような反応経路や移流による物質輸送の計算および(3)逆解析すなわち鉱物の同定などが可能である。

5. 2. 4 塩の移行問題

a) 塩の移流拡散現象

第2章で述べたように、不飽和緩衝材中の水分移動は、液状水および蒸気水の移動によって生じる。このうち、液状水の移動が塩の移行の主要因となっている。液状水の流速は、式(2.13)より以下のように表現できる。

$$(v_l)_i = -(D_\theta)_{ij} \theta_{,j} - (D_T)_{ij} T_{,j} \quad (5.12)$$

また、液状水体積含水率 θ_l は、局所相平衡仮定を用いて、水蒸気体積含水率 θ_v を算定することで求める。ただし、

$$\theta = \theta_l + \theta_v \quad (5.13)$$

である。

一方、塩の移流拡散方程式は、以下のように表される。

$$\frac{\partial(\rho_l \theta_l C)}{\partial t} + \frac{\partial M_c}{\partial t} + (\rho_l (v_l)_i C)_{,i} - (\rho_l \theta_l (D_c)_{ij} C_{,j})_{,i} = 0 \quad (5.14)$$

ここで、 C は塩濃度、 M_c は単位体積あたりの塩の沈殿量である。塩の沈殿量は、濃度とその時の飽和濃度および沈殿量から、以下のアルゴリズム⁹⁾に従って表現される。

```

if( $C \geq C_0$ )then
     $M_c = M_c + (C - C_0)\rho_l\theta_l$ 
     $C = C_0$ 
end if
if( $C < C_0$  and  $M_c > 0$ )then
    if( $(C + M_c / \rho_l\theta_l) \geq C_0$ )then
         $M_c = M_c - (C_0 - C)\rho_l\theta_l$ 
         $C = C_0$ 
    else
         $M_c = 0$ 
         $C = C + M_c / \rho_l\theta_l$ 
    endif
endif
end if

```

} 沈殿量の計算

} 溶解量の計算

ここで、 C_0 は飽和溶解濃度である。

また、 $(D_c)_{ij}$ は分散係数テンソルであり、分子拡散係数も含めた流速に依存する次式のよう

$$(D_c)_{ij} = \alpha \|V_l\| \delta_{ij} + (\alpha_L - \alpha_T) \frac{(V_l)_i (V_l)_j}{\|V_l\|} + \alpha_m \tau \delta_{ij} \quad (5.15)$$

ここで、 α_T は横分散長、 α_L は縦分散長、 $(V_l)_i$ は実流速ベクトル、 $\|V_l\|$ は実流速の絶対値、 α_m は分子拡散係数、 τ は屈曲率、 δ_{ij} はクロネッカーのデルタである。実流速ベクトルは、以下のように表される。

$$(V_l)_i = \frac{(v_l)_i}{\theta} \quad (5.16)$$

b) 熱－水－応力連成場での塩の移行

ここでは、温度勾配下における緩衝材浸潤時の塩の物質移行に関するケーススタディの結果を示す⁶⁾。現在サイクル機構が計画している塩水を用いた温度勾配下における緩衝材浸潤試験を想定し、ケイ砂混合体で乾燥密度 1.6g/cm^3 とし、供試体の寸法は高さ 100mm 、直径 50mm としている。モデルは高さ 100mm の一次元モデルとし、鉛直方向(z 方向)に 20 分割し、 Δz は 5mm としている。底面を廃棄体側、上面を岩盤側とし、底面の温度が高くなるように温度勾配を与える。水溶液は上面から浸潤させる。

物性値、初期条件および境界条件を変えたパラメトリック・スタディの解析ケースを表 5.1 に示す。分子拡散係数は全ケースで同じ値とし、水の分子拡散係数×屈曲率 0.5 として $0.5 \times 10^{-9} \text{m}^2/\text{sec}$ を設定している。飽和溶解度は理科年表を参考にし、NaCl 飽和溶解度と温

度の関係で規定している。

図 5.5 および表 5.2 に解析結果の一部および結果をまとめた表を示す。表に示すように、本研究で設定した条件では塩の濃縮量は極めて小さく、塩の沈殿も生じなかったが、条件によっては塩の濃縮／沈殿は生じる可能性があり、乾燥密度を変えて乾燥が卓越するモデルの解析などを行う必要があると考えている。また、塩濃度が熱－水－応力連成現象に与える影響に対しても、実験的、解析的に研究を進める必要がある。

5.2.5 熱－水－応力－地化学連成予備解析のまとめ

ベントナイトは、化学的に活性であり、化学的緩衝性、核種移行遅延性(収着等)、コロイド透過性も緩衝材に要求される重要な性能の一つである。とはいえ、これらは数千年、数万年規模で生じる現象であり、本研究で対象としている熱－水－応力連成挙動が廃棄体定置数百年程度までであるのに比べて、非常に長期的な現象である。本研究で取り扱ってきた熱－水－応力連成挙動によって影響される地化学的現象は、それゆえ、廃棄体定置直後の塩の濃縮、沈殿程度である。本章では、塩の濃縮、蓄積に限って解析を行ったが、その結果、塩の濃縮、沈殿はほとんど見られなかった。乾燥が顕著な条件では塩の濃縮、沈殿、移行のような現象が生じる可能性も考えられるが、沈殿した塩は、緩衝材の冠水と共に再び溶出し、結局塩の濃度勾配により拡散移動してゆくと考えられ、そのような塩の拡散挙動の重要性は良くわかっていない。

廃棄体定置後の地化学現象の重要性は、地下水組成に依存する熱－水－応力連成挙動の評価であると考えられる。純水、地下水および塩水を用いた試験から、透水性や膨潤性などの熱－水－応力連成挙動が地下水組成に依存することはこれまでも確認されてきた。また、溶質の濃度により、間隙水の化学ポテンシャルが低下することなどは、農学の分野でも基本的な概念として認識されている^{9), 10)}。しかし、ベントナイト間隙水中の溶質の濃度に対するポテンシャルの測定や透水性などのデータは残念ながら、現状では得られていない。Olivella らは、彼らの構築した熱－水－応力連成モデル CODE_BRIGHT に、塩の移行モデルを導入している^{11), 12)}が、対象が岩塩などであるため性質が異なり、塩濃度による物性値の変化も考慮していない。

現在では、地下水が降水起源であることを仮定として研究が進められているが、地下水が海水起源の場合の検討は、まだ不十分であると言える。本研究によって、シミュレーションは可能になりつつあるが、モデルの検証のために、実験的研究が進むことが不可欠である。

表 5.1 塩の移行解析ケース⁶⁾

解析ケース	温度[℃]			温度勾配水分拡散係数[cm ² /s/K]		初期含水比[%]			注入圧[MPa]		分散長[m]		初期塩濃度[wt%]		注水塩濃度[wt%]				摘要
	100-90	100-80	100-60	* D_{T0}	$3 \times D_{T0}$	5.25	10	20	0	1	0	1×10^{-4}	0	0.0717	0.0	2.0	3.3	5.0	
Case1-1	○			○		○			○		○			○			○		基本ケース
Case1-2		○		○		○			○		○			○			○		温度勾配の影響
Case1-3			○	○		○			○		○			○			○		
Case2-1		○			○	○			○		○			○			○		D_T の影響
Case3-1		○		○			○		○		○			○			○		初期含水比の影響
Case3-2		○		○				○	○		○			○			○		
Case4-1		○		○		○				○	○			○			○		注水圧の影響
Case5-1		○		○		○			○			○		○			○		分散長の影響
Case6-1		○		○		○			○		○		○				○		初期塩濃度の影響
Case6-2		○		○		○			○		○			○	○				注水塩濃度の影響
Case6-3		○		○		○			○		○			○		○			
Case6-4		○		○		○			○		○			○				○	

*実験結果の逆解析より同定された値($D_{T0}=7 \times 10^{-12}$ m²/s/K)

Case1-1 : 温度100-90℃, DT=DT0, 注入圧=0, 分散長=0, 初期濃度0.0717wt%, 注入濃度3.3wt%

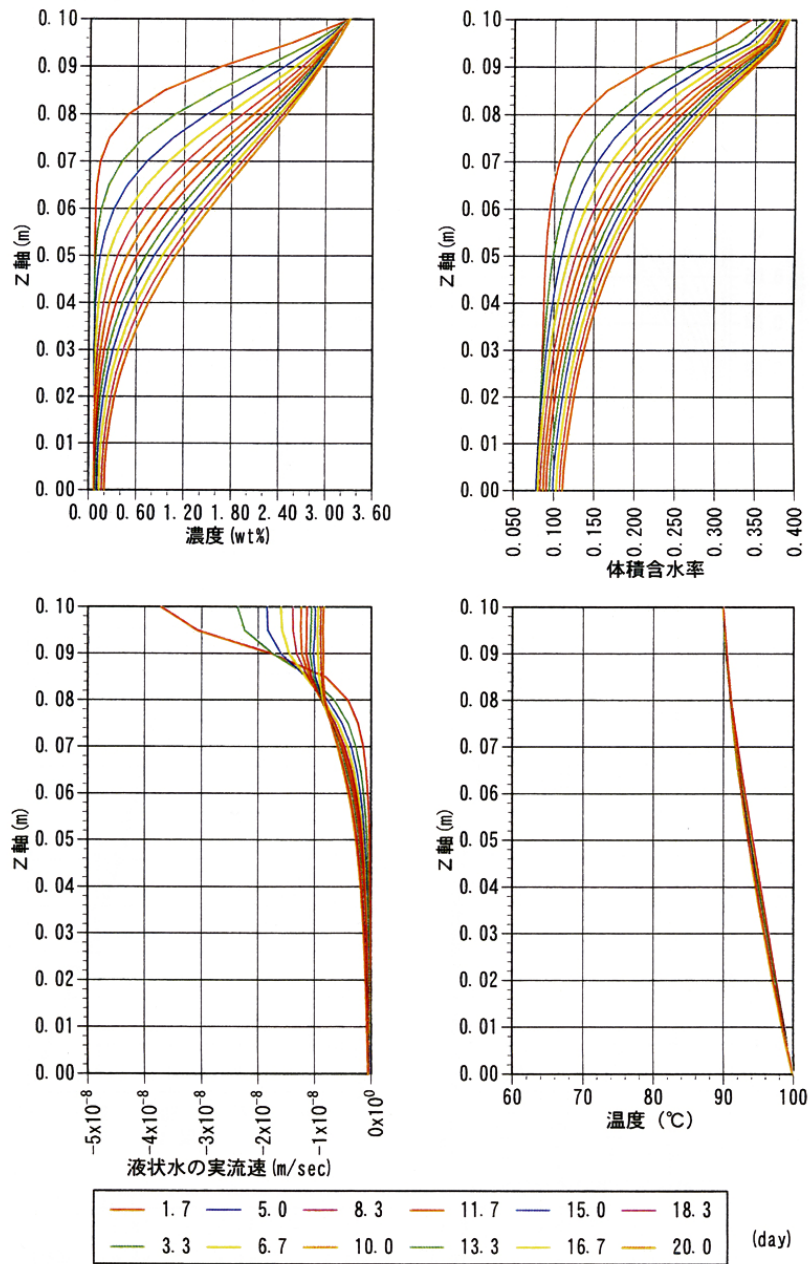


図 5.5 Case1-1 の解析結果⁶⁾

表 5.2 塩の濃縮解析のまとめ⁶⁾

解析ケース	摘要	
Case1-1	基本ケース	濃度分布を見ると、 z 軸に対して凹的な分布であり、移流的な挙動よりも拡散的な挙動が卓越していると考えられる。
Case1-2	温度勾配	基本ケースとほぼ同じ
Case1-3		初期の上面では基本ケースに比べて液状水実流速が多少小さくなっているが、濃度分布、体積含水率分布はほとんど変わらない。
Case2-1	温度勾配水分拡散係数	Case1-2 に比べて体積含水率が底面部において減少しており、これに対応した濃縮により、濃度分布が多少大きくなっている。
Case3-1	初期含水比	Case1-2 に比べて体積含水率分布が多少大きくなっており、また、上面部において液状水実流速が多少小さくなっているが、濃度分布はほとんど変わらない。
Case3-2		Case1-2 に比べて体積含水率分布が全体に大きくなっており、また、上面部において液状水実流速が小さくなっている。また、体積含水率分布差により、時間が経つにつれて濃度が小さくなっている。
Case4-1	注入圧	Case1-2 に比べて液状水実流速が大きくなっている。これに対応して、上面からの体積含水率の上昇が速くなっている。また、濃度分布も若干速く上面から濃度が上昇している。
Case5-1	分散長	分散長を 0.1mm と設定したが、拡散が卓越した場であり、濃度分布は Case1-2 とほとんど変わらない分布となった。
Case6-1	初期濃度	初期濃度設定の差が少なく (0.0717→0), Case1-2 とほとんど変わらない結果となった。
Case6-2	注入濃度	希釈するような注入濃度(0.0)であり、拡散場的に濃度が希釈される結果となった。
Case6-3		注入濃度を変えても、他のケースと同様、拡散場的な濃度挙動に変化はなかった。
Case6-4		注入濃度を変えても、他のケースと同様、拡散場的な濃度挙動に変化はなかった。

5.3 その他の課題

地化学現象の影響に関する検討のほか、連成現象に対する課題として長期挙動の定量的評価が挙げられる。国内外におけるこれまでの研究で、熱－水－応力連成現象の理解はかなり深まったものとなっており、処分形式や緩衝材の種類による評価も、本研究を通じて可能になったといえる。しかし、実験と実際では時間スケールが大きく異なることから、Prototype Repository プロジェクトのような長期の試験がどれだけ解析モデルで表現できるかは今後の課題である。実際、FEBEX 原位置試験では、膨潤応力の観測結果が予測と異なった値となっており、解体の予定を延期して、現在も観測を続けている。

また、ニア・フィールドの連成現象が広域地下水流れに与える影響は、地質的な要因が大きいことから、サイト特有の問題であり、地質学および岩盤工学との結合が不可欠である。その他にも、緩衝材の冠水時に取り残される可能性がある空気の挙動や、場の不均質性の表現も考慮する必要があると考えられる。

ニア・フィールドの熱－水－応力連成現象の研究は、まだ正確な評価が可能とは言えない。現在でも国際共同プロジェクト DECOVALEX でベンチマークの解析などが行われているのはそのためである。非常に非線形性の強い連成現象の正確な評価が極めて困難であることは言うまでもないが、さらに地化学現象の影響も含めて連成現象を定量化し、処分場の設計、安全評価を視野に入れた実用的な研究が不可欠である。

参考文献

- 1) 核燃料サイクル開発機構：わが国における高レベル放射性廃棄物地層処分の技術的信頼性－地層処分研究開発第2次取りまとめ－, JNC TN1400 99-020, 1999.
- 2) Bruno, J. Arcos, D. and Duro, L. : Processes and features affecting the near field hydrochemistry – Groundwater-bentonite interaction, SKB Technical Report TR-99-29, 1999.
- 3) ENRESA : FEBEX project final report, Publicacion Tecnica 01/2000, 2000.
- 4) 田中幸久, 中村邦彦, 小峯秀雄, 川西光弘：ベントナイトの膨潤性に及ぼす人工海水濃度の影響, 土木学会第57回年次学術講演会, CS10-037, 2002.
- 5) 菱谷智幸, 西垣誠, 橋本学：物質移行を伴う密度依存地下水流の3次元数値解析手法に関する研究, 土木学会論文集, No.638/III-49, pp. 59-69, 1999.
- 6) 千々松正和, 根山敦史, 石原義尚, 雨宮清, 塩崎功, 岩田浩, 佐川寛, 中川浩一：熱－水－応力－化学連成挙動に関する研究－成果報告書－, JNC TJ8400 2002-003, 2002.
- 7) U.S. Geological Survey : User's guide to PHREEQC – A computer program for speciation, reaction-path, advective – transport, and inverse geochemical calculations, Water-Resources Investigations Report 95-4227
- 8) 菱谷智幸：密度依存を考慮した地下水および物質移動の数値解析に関する研究, 岡山大学学位論文, 2000.
- 9) 中野政詩：土の物質移動学, 東京大学出版会, 1991.
- 10) Hillel, D. : *Environmental soil physics*, Academic Press, 1998.
- 11) Olivella, S., Carrera, J., Gens, A. and Alonso, E.E. : Nonisothermal multiphase flow of brine and gas through saline media, *Transport in Porous Media* 15, pp.271-293, 1994.
- 12) Olivella, S., Gens, A., Carrera, J. and Alonso, E.E. : Numerical formulation for a simulator (CODE_BRIGHT) for the coupled analysis of saline media, *Engineering Computations*, Vol.13, No.7, pp.87-112, 1996.

謝辞

本論文を完成するにあたり，京都大学大学院工学研究科 大西有三教授には公私とも大変お世話になり，ここに深く感謝の意を表します．大西教授の方針のおかげで大きく成長できたと思っております．特に国際共同研究プロジェクト DECOVALEX の参加へ導いていただいたことは，大きな財産であり，今後の研究の上でも役立つものと考えております．

京都大学大学院工学研究科 嘉門雅史教授および関口秀雄教授には，ご多忙の中，本論文の審査をお引き受け下さり，全体的な構成から細部に渡り，貴重なご意見を頂きました．先生方の的確なご指摘により，本論文がより充実したものとなったと感じております．ここに，深く感謝いたします．

京都大学大学院工学研究科 大津宏康助教授には，特に表現力についての多くのアドバイスを頂きました．また，現場で培った経験に裏打ちされる視点からの貴重なご指摘は大変勉強になりました．ありがとうございました．京都大学大学院農学研究科 小林晃助教授には，研究の方針から具体的なアドバイスまで多くの知識を頂きました．ハザマ 千々松正和博士には，高レベル放射性廃棄物の地層処分に関する基礎的な背景から専門的な知識までを授けていただき，また，多くの議論をさせていただきました．先生方との議論がなければ本論文は完成しなかったに違いありません．ここに深く感謝の意を表したいと思います．また，茨城大学工学部 小峯秀雄助教授には，膨潤評価式について詳しく説明を頂き，大変勉強になりました．ここに，厚くお礼申し上げます．

核燃料サイクル開発機構 油井三和さん，杉田裕さん，川上進さん，伊藤彰さん，ハザマ 雨宮清博士，京都大学農学研究科修士 西田光宏君には，共同研究の中で多く議論できたことは大きな糧となりました．ありがとうございました．DECOVALEX の参加メンバーの多くの同胞との議論も貴重な経験と勉強になり，刺激を受けました．ここに感謝の意を表します．

西山哲助手には情熱的なご指導を頂きました．矢野隆夫技官には，本論文の中では取り上げることができなかったものの，実験に際して多くのアドバイスおよび助けを頂きました．深く感謝しております．李圭太さん他建設技術研究所の諸先輩方には，公私ともに大変面倒を見ていただきました．ありがとうございました．原子力環境整備促進・資金管理センター 安藤賢一さんには，貴重なアドバイスを度々頂き，感謝しております．

北海道大学に在学中の恩師である現豊橋技術科学大学 三浦均也助教授および北海道大学の先輩・後輩には，私が京都大学に来てからも，しばしば激励をいただきました．研究者としての生き方において先生方から受けた影響ほど大きいものではありません．深く感謝しております．

研究室内の先輩，同輩および後輩，特に Sirisin Janrungautai 君，小山倫史君，大谷俊輔君，楊萌さんには多くの議論やお手伝いをしていただくと共に，学問以外でも大変刺激を受けました．また，秘書の伊藤榮利子さんにも事務的な手続きのほかにも様々なご支援を頂き

ました．ここに深く感謝いたします．

家族や親族にも精神的・経済的なご支援を頂きました．私の博士後期課程に進学するというわがまを聞いてくださりました．感謝のことばありません．

その他にも，数多くの方のご支援のおかげで現在があるということは言うまでもありません．ここに，深く感謝の意を表します．そして，今後ともご指導，ご鞭撻のほど，よろしくお願いいたします．